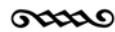




UNIVERSIDAD CARLOS III DE MADRID  
ESCUELA POLITÉCNICA SUPERIOR



---

**TESIS DOCTORAL**

MODELIZACIÓN DE LA EVOLUCIÓN DEL  
DESGASTE DE HERRAMIENTAS DE CORTE

---



**Autor**

Fernando Renato Ramírez Paredes

**Directora**

María Henar Miguélez Garrido

**Co-Director**

Xavier Soldani

DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA MECÁNICA

Leganés, 8 de octubre de 2015



**TESIS DOCTORAL**

MODELIZACIÓN DE LA EVOLUCIÓN DEL  
DESGASTE DE HERRAMIENTAS DE CORTE

**Autor**

Fernando Renato Ramírez Paredes

**Directora**

María Henar Miguélez Garrido

**Co-Director**

Xavier Soldani

Firma del Tribunal Calificador:

Firma

Presidente: Dr. D. JOSE LUIS SAN ROMAN GARCIA

Vocal: Dr. D. CHRISTOPHE CZARNOTA

Secretario: Dr. D. NAIARA ORTEGA RODRIGUEZ

Calificación

Leganés, 8 de octubre de 2015





# Dedicatoria

---

*Con amor,  
a mi madre María Elvira,  
mis hermanos Carlos y Alex,  
mis sobrinos:  
 $\beta^\alpha + \kappa^j + \zeta^\varphi + \alpha^g + \zeta^\alpha = 1$   
A la feliz memoria de mi padre...*

*A mi tíos Eulalia, Érica y Fausto  
por estar siempre conmigo...*

*A toda mi familia...*



# Agradecimientos

---

Debido al tiempo que he invertido en este proyecto hay muchos nombres que debería incluir en este agradecimiento. Nombres de personas que de una u otra manera, en uno u otro sentido, han influenciado esta tesis doctoral. Sin duda y muy a mi pesar, mas de uno quedará fuera de estas líneas. Con seguridad la positiva culminación y publicación de esta tesis doctoral conlleva un agradecimiento tácito a todos esos amigos que me han brindado su apoyo y consejo para concluir de forma exitosa mi tesis doctoral.

- En la Universidad Carlos III de Madrid, Departamento de Ingeniería Mecánica, debo en primer lugar agradecer a la Dra. María Henar Miguélez, Catedrática del Departamento, por la confianza y el apoyo brindado y por alentarme a trabajar con absoluta libertad sobre un tema tan complejo y apasionante como es el desgaste. También mi gratitud para el Dr. Xavier Soldani por permitirme validar mis modelos de desgaste con los resultados experimentales de su tesis, por mostrarme el camino riguroso de la validación de los modelos numéricos de corte ortogonal, y por las muchas revisiones y sugerencias que han mejorado el documento final de este trabajo. Muchas gracias.

- A la Universidad Carlos III de Madrid por ser en su conjunto un ejemplo del concepto de universidad. Porque pude trabajar con confianza y tranquilidad en sus instalaciones hasta altas horas de la noche todos los días del año. Porque tiene un personal administrativo de lujo, en especial en el CEAES. Muchas gracias.

- Debo también agradecer sobremanera a la Secretaría Nacional de Educación, Ciencia y Tecnología del Ecuador SENESCYT por el financiamiento de esta tesis doctoral. Sin la beca que se me concedió por la Convocatoria Abierta 2011 esta tesis no se habría podido llevar a cabo.

· Al Dr . Froilan Martínez Dopico y al Dr. Guillermo López Lagomasino del Departamento de Matemáticas y al Dr. Juan Carlos García Prada del Departamento de Ingeniería Mecánica, por sus sentidas cartas de recomendación para obtener la beca de la SENESCYT con la que he podido terminar esta tesis doctoral. Gracias también por sus palabras afectuosas que siempre sirvieron de aliento.

· A mi madre por su amor generoso, y su ejemplo de entereza, constancia y honestidad ante todas las situaciones de la vida. Sin ese amor, sin su ejemplo y sin su apoyo no existiría nada, ni siquiera esta tesis.

· A mis hermanos Carlos y Alex, por sus consejos, por su apoyo, por su preocupación ante mi situación lejos de casa. En fin... por ser como son. Buenos esposos y padres. Insuperables hermanos. Hombres buenos y ejemplares a carta cabal.

· A mis amados sobrinos Bryan, Karen, Carlos Fernando, Andrea y Carlos Alfonso, por ser el motivo de mis más bellas alegrías cuando las cosas no salían, y por ser mi orgullo.

· A mi tía Eulalia por su cariño sin medida desde siempre, por toda su ternura repartida a manos llenas hacia todos sus sobrinos. Por mostrar que siempre una sonrisa y una caricia dulce puede más que cualquier cosa en la vida.

· A mi tía Érika, por ser ejemplo de fuerza. Por ser cómplice en las alegrías y compañera en todos los momentos de mi vida. Por haber venido hasta España para verme. Muchas gracias.

· A mi tío Fausto y su preciosa familia. Por estar allí en mi niñez. A él por ser siempre mi ñaño Fausto. Por todos los paseos a la playa y a las montañas. Por todos los juegos de la infancia. Porque de todo ello aprendí a imaginar y a pensar, y sin eso esta tesis no habría sido posible. Y sobre todo por haberme dado maravillosos compañeros de juegos: Xime, Dany y mis peques Consue y Majo, a quienes amo.

· A todos mis primos, a todos, pero especialmente a Ivan, Jorge, Pepe y Lenin, por ser niños conmigo cuando era niño. Por ser amigos, por ser hermanos siempre, en cualquier tiempo y en cualquier lugar. Por sus consejos siempre buenos y con cariño sincero. Y por haberme enseñado lo valioso de la imaginación y el amor a los libros... muchas gracias.

· A mis primos Paúl y Tommy por su cariño desde siempre, por ser amigos, cómplices y compañeros desde niños, y porque en ellos siempre encontré la confianza y la energía positiva para seguir adelante en esta tesis doctoral.

· También a mis primos Rómulo y Carolina, por sus mensajes siempre de ánimo y cariño.

· A mis primos Aníbal y Betty. Por su apoyo y cariño. Por contarme tantas anécdotas sobre mi padre. Por ser mi familia en España.

· A mi prima Lily. Por estar siempre allí, con su cariño y por hacerme sentir en familia siempre. Por ser mi cómplice y mi vía de escape a Barcelona...

· A la Señora Carmen Guevara, por su confianza y ayuda para poder obtener la beca con la que se realizó esta tesis doctoral. Muchas gracias.

· A toda mi familia que es grande y buena, y cuyo amor no cabría en todas estas páginas. Gracias porque de todos ustedes –aunque no los nombre– he recibido la energía necesaria para terminar con felicidad este proyecto.

· El proverbio dice: "... y amigo hay más unido que un hermano.". Su presencia ha hecho más leve el camino: Rosita, que me habló de Dios en los momentos más difíciles. Iris que es mi pequeña hermana en España, Dariana, Beny y Rogelio, Ángela, Luis, Herbert y Cris, Danellys, Edmundo y Paulo, Arturo y Marcela. Brenda e Igna, Jesús y Crismary, Marco y Marlen, Nacarí, Rana, Ahmed, Héctor, Miguel, Norberto y Antonio. A Martín, Jesús, Willy, Geovanny y Ramiro, gracias por la música. Porque muchos de ustedes me abrieron su hogar, y con todos las conversaciones casi siempre terminaron con una sonrisa.

· A María del Pilar, por su cariño y apoyo, por toda la complicidad, por todas las cosas hermosas que hemos descubierto. Por toda la alegría...

Madrid, 01 de octubre de 2015



# Resumen

---

En esta Tesis Doctoral se estudia la modelización de la evolución temporal y la distribución espacial del desgaste de herramientas de corte. Este estudio se inicia con una revisión de los fundamentos del mecanizado y del desgaste. De esta manera se obtuvo una visión acerca de la evolución experimental del desgaste de herramientas, y del comportamiento de las variables locales en la interfase de contacto entre pieza y herramienta: tensión normal  $\sigma_n$ , velocidad relativa de deslizamiento  $V_s$  y temperatura  $T_{int}$ .

Se hace una revisión cronológica de los modelos de desgaste más importantes propuestos en los últimos 60 años. La mayoría de los modelos estudiados dependen exclusivamente de variables locales de interfase tales como la temperatura  $T_{int}$ . También se observó que la Ecuación de Arrhenius se usa de forma directa o indirecta, en la mayoría de las ecuaciones para predecir el desgaste.

Se realizó un análisis de sensibilidad de la Ecuación de Arrhenius ante cambios en  $T_{int}$  para comprobar su efectividad en la modelización del desgaste. También se llevó a cabo la aplicación práctica de uno de los modelos basados en la Ecuación de Arrhenius, y se compararon las tendencias de desgaste simuladas con las tendencias observadas experimentalmente.

Los resultados del análisis de sensibilidad muestran que la Ecuación de Arrhenius tiene una sensibilidad condicionada para reproducir las variaciones observadas experimentalmente en la tasa de desgaste. Los resultados de la aplicación del modelo «*clásico*», basado en la Ecuación de Arrhenius, confirman la conclusión del análisis de sensibilidad y muestran una tasa de desgaste simulada, constante en el tiempo.

Todo lo anterior sugiere que los modelos en donde la tasa de desgaste depende exclusivamente de variables de interfase tales como la temperatura  $T_{int}$ , no son capaces de reproducir satisfactoriamente las tendencias de desgaste observadas experimentalmente. Finalizado este

análisis se plantea la hipótesis fundamental para la modelización del desgaste en esta Tesis Doctoral: *La tasa de desgaste es función del tiempo y de las variables locales en la interfase de contacto.*

Para la aplicación de la hipótesis fundamental en la modelización del desgaste de herramientas se desarrolla una nueva metodología de modelización, basada en el análisis dimensional (Teorema de Vaschy-Buckingham) y en el análisis por discretización de la zona desgastada. Como resultado se obtiene una ecuación diferencial general que describe la tasa de desgaste en función de variables adimensionales  $\pi_i$ , en cuya estructura se encuentran el tiempo  $t$  y las variables locales o de desgaste en interfase de contacto: tensión normal  $\sigma_n$ , velocidad relativa de deslizamiento  $V_s$  y temperatura  $T_{int}$ .

En la modelización de la distribución del desgaste según la metodología propuesta en este trabajo, se requieren las distribuciones de las variables:  $\sigma_n$ ,  $V_s$  y  $T_{int}$  en la interfase de contacto. Esta información se obtuvo de modelos numéricos de corte ortogonal realizados mediante el código comercial DEFORM<sup>TM</sup>- 2D/3D Ver 11.0 y validados con datos experimentales de fuerzas de corte, longitudes de contacto y temperaturas de herramienta. Estos datos experimentales fueron tomados de la literatura especializada.

Una vez obtenidas las distribuciones de  $\sigma_n$ ,  $V_s$  y  $T_{int}$  de los modelos numéricos de corte, se genera un nuevo modelo de desgaste de cráter para herramienta de carburo WC plana (sin rompevirutas) y sin recubrimiento, y pieza de acero AISI 1018. El modelo desarrollado fue validado con tendencias experimentales de evolución de cráter máximo  $\bar{K}_T$  y perfiles de desgaste para distintas velocidades de corte y avances. Los resultados alcanzados son satisfactorios.



# Abstract

---

In this Doctoral Thesis the time-space modeling of tool wear is studied. This work begins with a brief review of fundamentals on machining and wear. In this way it was achieved a general knowing about tool wear evolution and local variables behavior (normal stress  $\sigma_n$ , slide velocity  $V_s$  and interface temperature  $T_{int}$ ).

It was made a chronological review of the most important tool wear models proposed trough the last 60 years. The most of the studied models depends only on local variables as interface temperature  $T_{int}$ . It also was observed that the Arrhenius' Equation is used into the most of characteristic wear equations.

An analysis of sensitivity was made to study the Arrhenius' response to interface temperature  $T_{int}$  perturbations and to prove the effectiveness of this equation to model tool wear. Also an Arrhenius based wear model was used to simulate wear trends. The simulated results were compared to experimental ones.

The sensitivity analysis showed that the Arrhenius' Equation presents a conditioned sensitivity to simulate correctly the changes observed in experimental tool wear rates. The results obtained by using the Arrhenius based model confirm the analytical conclusion and describe a constant tool wear rate.

All of this suggests that tool wear models depending exclusively on local variables (i.e.  $T_{int}$ ) are not able to simulate tool wear evolution. As a result of this analytical process it is proposed the fundamental hypothesis to model wear in this Doctoral Thesis: *The wear rate is function of time and local variables.*

In order to apply the fundamental modeling hypothesis it has been developed a new methodology based on dimensional analisis (Vaschy-Buckingham Theorem), and the discretization

of worn surface. As a result is obtained a differential equation wich describe the wear rate as a function of dimensionless variables  $\pi_i$  which combine the time and wear variables on contact interface ( $\sigma_n$ ,  $V_s$  and  $T_{int}$ ).

To model tool wear by using the methodology proposed in this work it is necessary to know the local variables distribution on contact interface. This information has been obtained from numerical models for orthogonal cutting. To develop the numerical models it has been used the comercial code DEFORM<sup>TM</sup>- 2D/3D Ver 11.0. This models has been validated by using experimental values of cutting formces, contact length and tool temperatures. The experimental information has been taken from specialized literature.

With the numerical information for local variables  $\sigma_n$ ,  $V_s$  and  $T_{int}$  it has been developed a new wear model for uncoated plain carbide tool (WC) and AISI 1018 steel as workpiece material. The wear model developed was validated for experimental trends of maximum crater  $\bar{K}_T$  and wear profiles for different cutting speed and feed. The results are satisfactories.

# Índice general

---

Resumen . . . . .	VII
Abstract . . . . .	IX
<b>1. Introducción general</b>	<b>1</b>
1.1. Definición y Breve Reseña Histórica del Corte de Metales . . . . .	1
1.2. Motivación y Objetivos de la Tesis Doctoral . . . . .	5
1.3. Estructura de la tesis . . . . .	6
1.4. Fundamentos de desgaste . . . . .	8
1.4.1. Introducción al desgaste . . . . .	8
1.4.2. Principales mecanismos de desgaste en el corte de metales . . . . .	9
1.4.3. El desgaste en herramientas de corte . . . . .	11
1.4.4. Fricción . . . . .	14
1.5. Corte ortogonal . . . . .	17
1.6. Conclusión . . . . .	19
<b>2. Desarrollo de una nueva metodología para la modelización del desgaste</b>	<b>21</b>
2.1. Introducción . . . . .	21
2.2. La estimación del desgaste en base a modelos matemáticos . . . . .	22
2.2.1. Revisión cronológica de algunos modelos de desgaste . . . . .	24
2.3. La ecuación de Arrhenius en la modelización del desgaste de herramientas . .	30
2.3.1. Análisis de sensibilidad de la ecuación de Arrhenius . . . . .	31
2.3.2. Análisis de los resultados . . . . .	40

2.4.	Modelización del desgaste . . . . .	41
2.4.1.	Análisis del desgaste en la superficie de desprendimiento . . . . .	43
2.4.2.	Desarrollo de la ecuación fundamental del desgaste . . . . .	46
2.4.3.	Ecuación fundamental del desgaste . . . . .	50
2.4.4.	Conclusión . . . . .	52
<b>3.</b>	<b>Modelización numérica del corte ortogonal</b>	<b>55</b>
3.1.	Introducción . . . . .	55
3.2.	El Método de los Elementos Finitos (MEF): Una visión general . . . . .	56
3.3.	Descripción del Software de Simulación . . . . .	58
3.4.	Simulación numérica de corte ortogonal . . . . .	61
3.4.1.	Comportamiento termo-mecánico de los materiales . . . . .	62
3.4.2.	Fricción en la interfase de contacto entre la herramienta y la pieza . .	64
3.4.3.	Simulación del estado térmico estacionario en la interfase de contacto	68
3.5.	Condiciones de contorno y mallado en las simulaciones de corte ortogonal . .	72
3.5.1.	Condiciones de contorno . . . . .	72
3.5.2.	Mallado de la Pieza y la Herramienta . . . . .	73
3.6.	Validación del modelo numérico establecido . . . . .	75
3.6.1.	Resultados numéricos y análisis . . . . .	76
3.6.2.	Conclusión . . . . .	86
<b>4.</b>	<b>Aplicación de la metodología de modelización desarrollada: Un nuevo mo- delo de desgaste de herramientas</b>	<b>87</b>
4.1.	Introducción . . . . .	87
4.2.	Modelización del desgaste de cráter en el corte de acero AISI 1018 . . . . .	88
4.2.1.	Formulación del modelo de desgaste . . . . .	89
4.3.	Calibración del modelo de desgaste . . . . .	91
4.3.1.	Resultados numéricos para la calibración del modelo de desgaste . . .	93
4.3.2.	Distribución de la profundidad local de cráter $\bar{K}_T$ . . . . .	93

4.3.3.	Selección de las variables adimensionales $\{\pi_i\}$ . . . . .	96
4.3.4.	Variable adimensional $\pi_2$ seleccionada y deducción del modelo de desgaste . . . . .	99
4.4.	Validación del modelo potencial de desgaste . . . . .	100
4.4.1.	Evolución del desgaste de cráter . . . . .	100
4.4.2.	Distribución del cráter en interfase de contacto . . . . .	100
4.4.3.	Análisis de resultados . . . . .	103
4.5.	Conclusión . . . . .	105
<b>5.</b>	<b>Conclusiones generales</b>	<b>107</b>
5.1.	Sobre la modelización del desgaste . . . . .	107
5.2.	Sobre la modelización numérica de corte ortogonal . . . . .	109
5.3.	Aportaciones originales de la tesis . . . . .	110
5.4.	Líneas de investigación y trabajos futuros . . . . .	111
	<b>Lista de Símbolos</b>	<b>113</b>



# Índice de figuras

---

1.1. Primeros modelos de formación de viruta: (a) Modelo de plano de cizalladura (Tresca, Merchant); (b) Modelo tipo «naipes» (Piispanen). . . . .	3
1.2. Número de publicaciones científicas relacionadas al corte de metales ( <i>www.sciencedirect.com</i> ). . . . .	4
1.3. Principales mecanismos de desgaste de herramientas en el corte de metales [40, 41]. . . . .	9
1.4. Desgaste por: (a) Adhesión; (b) Abrasión [44]. . . . .	10
1.5. Desgaste de Herramientas: (a) Cráter ( $K_B$ , $K_M$ y $K_T$ ), y Flanco ( $V_B$ ); (b) Evolución típica del desgaste: 1: Desgaste inicial, de asentamiento o acomodación; 2: Estabilización, 3: Falla catastrófica [47, 48]. . . . .	11
1.6. Perfiles típicos de temperatura $T_{int}$ , tensión normal $\sigma_n$ y velocidad de deslizamiento $V_s$ en la interfase de contacto entre pieza y herramienta. [1, 51]. . . . .	14
1.7. Mecánica de la fricción entre dos superficies en contacto: (a) $A_r < A_a$ , (b) $A_r = A_a$ [1]. . . . .	15
1.8. Tensiones en la interfase Herramienta - Viruta. (a) Distribución típica de tensiones según observaciones experimentales [22]; (b) Modelo de Zorev [20, 54]. . . . .	16
1.9. Corte ortogonal: (a) Deformación plana del material; (b) Plano de corte ortogonal; (c) Geometría de corte. . . . .	17
2.1. Evolución típica del desgaste ( $W$ ) y tasa de desgaste ( $\frac{\partial W}{\partial t}$ ). . . . .	22
2.2. Sistema de coordenadas para los modelos de <i>Molinari - Nouari</i> y <i>Olortegui - Kwon</i> . . . . .	27
2.3. Resultados numéricos del análisis de sensibilidad de la ecuación de Arrhenius para simulación de desgaste. . . . .	32

2.4.	Corte ortogonal: AISI 1018-WC: $V_c = 300 [m/min]$ ; $t_1 = 0,1 [mm]$ para la calibración del modelo de desgaste de Filice et al. (Longitud de contacto medida desde la salida de viruta P1). . . . .	34
2.5.	Calibración de $P_n(T_{int})$ (Tabla 2.2). . . . .	35
2.6.	Simulación de desgaste de cráter: modelo de Filice et al. Condiciones de corte: $V_c = 100 [m/min]$ ; $t_1 = 0,1 [mm]$ ; $w = 1 [mm]$ . Valores máximo y promedio de: (a) Temperatura numérica de interfase $T_{int}$ , (b) Tensión normal $\sigma_n$ y (c) Velocidad de deslizamiento en interfase $V_s$ , obtenidas con distintos perfiles de desgaste 2.4. (d) Tasa de desgaste experimental y simulaciones. (e) Evolución del cráter: perfiles $\boxed{A} - \boxed{J}$ simulación con $P_1(T_{int})$ . (f) Evolución de cráter máximo: Experimental y Simulaciones: $P_1(T)$ , $P_3(T)$ . . . . .	37
2.7.	Simulación de la evolución de desgaste de cráter: modelo de Filice et al. Condiciones de corte: $V_c = 100 - 400 [m/min]$ ; $t_1 = 0,1 [mm]$ ; $w = 1 [mm]$ . . . .	39
2.8.	Desgaste de cráter: (a) Discretización de zona desgastada. (b) Distribución típica de las variables de desgaste en corte ortogonal [45, 46]. . . . .	44
3.1.	(a) Condiciones de contorno y (b) Malla en el Método de los Elementos Finitos (MEF). . . . .	57
3.2.	DEFORM <sup>TM</sup> - 2D/3D Ver 11.0: Pre-Procesador. . . . .	59
3.3.	DEFORM <sup>TM</sup> - 2D/3D Ver 11.0: Post-Procesador: (a) Pantalla principal; (b) Variables de estado a visualizar en cada paso de simulación; (c) Evolución de variables en el tiempo. . . . .	60
3.4.	Curvas de Tensión-Deformación para AISI 1045 en DEFORM <sup>TM</sup> - 2D/3D Ver 11.0, según los parámetros de la Tabla 3.1. . . . .	63
3.5.	Rangos de velocidad de corte en mecanizado convencional (MC) y mecanizado de alta velocidad (MAV) [128]. . . . .	68
3.6.	Zonas de deformación plástica en el corte ortogonal. . . . .	69
3.7.	Condiciones de contorno adoptadas para las simulaciones de Corte Ortogonal con DEFORM <sup>TM</sup> - 2D/3D Ver 11.0. . . . .	72
3.8.	Ventanas para remallado automático para las simulaciones de Corte Ortogonal con DEFORM <sup>TM</sup> - 2D/3D Ver 11.0. . . . .	73
3.9.	Esquema de ventanas de mallado de la herramienta de corte para las simulaciones de Corte Ortogonal con DEFORM <sup>TM</sup> - 2D/3D Ver 11.0. . . . .	74



- 3.10. Morfología de viruta obtenida con distintos tamaños de elementos de malla. Simulación de corte ortogonal AISI 1045 - WC:  $V_c = 200 [m/min]$ ;  $t_1 = 0,3 [mm]$ ;  $R = 0,02 [mm]$ ; factor de fricción  $m = 0,6$ , tiempo de corte  $t = 0,015 [s]$ . . . . . 76
- 3.11. Resultados numéricos de Fuerza de corte  $F_c$ , Fuerza de avance  $F_a$  y Temperatura en interfase de contacto, obtenidas con distintas densidades de malla. Simulación de corte ortogonal AISI 1045 - WC:  $V_c = 200 [m/min]$ ;  $t_1 = 0,3 [mm]$ ;  $R = 0,02 [mm]$ ; factor de fricción  $m = 0,6$ , tiempo de corte  $t = 0,015 [s]$ . . . . 77
- 3.12. Valores experimentales (puntos) y tendencias numéricas de: (a) Presión específica de corte y (b) Presión específica de avance  $[N/mm^2]$  Vs. Velocidad de corte  $V_c [m/min]$ . Simulaciones: Factores de fricción  $m = 0,6$ ,  $m = 0,8$ ,  $m = 1,00$ ,  $m = 1,02$ ,  $m = 1,05$ . Material de la pieza: AISI 1045. Herramienta plana de WC, Radio de arista de corte  $R = 20 [\mu m]$ , avance  $t_1 = 0,1 [mm/rev]$ , ángulo de desprendimiento  $\alpha = 0^\circ$ , ángulo de incidencia  $\beta = 6^\circ$ . [118, 136–141]. 79
- 3.13. Valores experimentales (puntos) y tendencias numéricas del Coeficiente de fricción aparente  $\mu_a$  Vs. Velocidad de corte  $V_c [m/min]$ . Para las simulaciones: Factores de fricción  $m = 0,6$ ,  $m = 0,8$ ,  $m = 1,00$ ,  $m = 1,02$ ,  $m = 1,05$ . Material de la pieza: AISI 1045. Herramienta plana de WC, Radio de arista de corte  $R = 20 [\mu m]$ , avance  $t_1 = 0,1 [mm/rev]$ , ángulo de desprendimiento  $\alpha = 0^\circ$ , ángulo de incidencia  $\beta = 6^\circ$ . [21, 118, 135, 136, 138, 141–143]. . . . . 80
- 3.14. Comparación de tendencias numéricas de  $L_c/t_1$  en función de la Velocidad de corte  $V_c [m/min]$  con: (a) Valores experimentales (puntos) y (b) Modelos analíticos validados en la literatura (Tabla 3.3). Simulaciones con Factores de fricción  $m = 0,6$ ,  $m = 0,8$ ,  $m = 1,00$ ,  $m = 1,02$ ,  $m = 1,05$ . Material de la pieza: AISI 1045. Herramienta plana de WC, Radio de arista de corte  $R = 20 [\mu m]$ , avance  $t_1 = 0,1 [mm/rev]$ , ángulo de desprendimiento  $\alpha = 0^\circ$ , ángulo de incidencia  $\beta = 6^\circ$ . [21, 51, 59, 99, 122, 139, 140, 142–145]. . . . . 81
- 3.15. Comparativa entre los métodos propuestos por Yen et al. [66] y Deshpande et al. [129] para alcanzar el estado térmico estacionario en simulaciones numéricas de corte ortogonal, según parámetros térmicos mostrados en la Tabla 3.4. Condiciones de corte: Velocidad de corte  $V_c = 120 [m/min]$ ; Avance  $t_1 = 0,1 [mm]$ ; Ángulo de desprendimiento  $\alpha = -6^\circ$ ; Radio de arista  $R = 20 [\mu m]$ . Datos experimentales tomados de [136]. Factor de fricción en simulaciones:  $m = 0,6$ . . . . . 83
- 3.16. Temperaturas en Herramienta de corte, numéricas (temperatura media en interfase de contacto) y experimentales (promedio, máxima) en función del Número térmico del proceso  $R_k = \frac{\rho C_p t_1 V_{ch}}{K}$  [51, 60, 136, 143, 145, 150, 151]. . . . 85

4.1. Comportamiento del desgaste y tasa de desgaste en el tiempo. . . . .	90
4.2. Discretización de las variables de desgaste a lo largo de la longitud de contacto en la superficie de desprendimiento. . . . .	91
4.3. Variables de desgaste obtenidas mediante simulaciones numéricas de corte ortogonal: AISI 1018 - WC, radio de arista de corte $R = 20 [\mu m]$ , avance $t_1 = 0,1 [mm/rev]$ , ángulo de desprendimiento $\alpha = 0^\circ$ , rango de velocidades de corte $V_c = 100 - 400 [m/min]$ ; factor de fricción $m = 0,6$ . . . . .	94
4.4. Interpolación del cráter en base a datos experimentales de $K_{Tmáx}$ y numéricos temperatura máxima en interfase $T_{int}$ . . . . .	95
4.5. Resultados de la interpolación de cráter en base a datos experimentales de cráter máximo [80]. . . . .	95
4.6. Ajuste potencial de $\gamma_\pi$ con cuatro distintas variables $\pi_2$ (a, b, c y d). Ejemplo de aplicación: Zona discreta: 7. . . . .	98
4.7. Distribución del coeficiente de correlación $R^2$ a lo largo de la zona discretizada. Evaluación de cien variables $\pi_2$ diferentes para la calibración del modelo potencial de desgaste. . . . .	98
4.8. Distribución de $A$ y $n$ del modelo potencial de desgaste (Ecuación (4.7)). . .	99
4.9. Evolución de cráter máximo: Comparativa entre datos experimentales (puntos) [80] y predicciones con el modelo potencial desarrollado (línea continua, Ecuación (4.7)). Condiciones de corte: AISI 1018 - WC, radio de arista de corte $R = 0,02 [mm]$ , avance $t_1 = 0,1 [mm/rev]$ , ángulo de desprendimiento $\alpha = 0^\circ$ , rango de velocidades de corte $V_c = 100 - 400 [m/min]$ [80]. . . . .	101
4.10. Distribución de cráter en interfase de contacto: Comparativa entre perfiles interpolados con base en datos experimentales de $\bar{K}_T$ máximo (línea continua) [80] y estimaciones con el modelo potencial desarrollado (puntos, Ecuación (4.7)). Condiciones de corte: AISI 1018 - WC, radio de arista de corte $R = 0,02 [mm]$ , avance $t_1 = 0,1 [mm/rev]$ , ángulo de desprendimiento $\alpha = 0^\circ$ , rango de velocidades de corte $V_c = 100 - 400 [m/min]$ . . . . .	102
4.11. Evolución de cráter máximo: Comparativa entre datos experimentales (puntos) [80] y predicciones con el modelo potencial desarrollado (línea continua, Ecuación (4.7)). Condiciones de corte: AISI 1018 - WC, radio de arista de corte $R = 0,02 [mm]$ , avance $t_1 = 0,2 - 0,3 [mm/rev]$ , ángulo de desprendimiento $\alpha = 0^\circ$ , velocidad de corte $V_c = 200 [m/min]$ [80]. . . . .	103

4.12. Distribución de cráter en interfase de contacto: Comparativa entre perfiles interpolados con base en datos experimentales de $\bar{K}_T$ máximo (línea continua) [80] y estimaciones con el modelo potencial desarrollado (puntos, Ecuación (4.7)). Condiciones de corte: AISI 1018 - WC, radio de arista de corte $R = 0,02 [mm]$ , avance $t_1 = 0,2 - 0,3 [mm/rev]$ , ángulo de desprendimiento $\alpha = 0^\circ$ , velocidad de corte $V_c = 200 [m/min]$ . . . . .	103
--	-----



# Índice de tablas

---

2.1. Parámetros de modelización numérica (DEFORM <sup>TM</sup> - Ver 2D/3D V11.0), utilizados en la calibración y aplicación del modelo de desgaste de Filice et al. [64]	34
2.2. Datos numéricos y experimentales [80], para la calibración del modelo de desgaste de Filice et al. . . . . .	34
2.3. Evolución experimental de cráter $K_{Texp}$ para: $V_c = 100 [m/min]$ , $t_1 = 0,1 [mm/rev]$ , $w = 1 [mm]$ [80]. . . . .	36
2.4. Simulación de desgaste: $K_{Tmáx}$ obtenidos aplicando el modelo de Filice et al. con $P_1(T_{int})$ y $P_3(T_{int})$ . Condiciones de corte: $V_c = 100 [m/min]$ , $t_1 = 0,1 [mm/rev]$ , $w = 1 [mm]$ . . . . .	36
2.5. Datos experimentales [80] y modelización de la evolución del cráter según el modelo de Filice et al. . . . .	38
2.6. Dimensiones de los parámetros físicos involucrados en la modelización de desgaste. . . . .	48
3.1. Parámetros del modelo de Johnson-Cook para acero AISI 1045 [109]. . . . .	62
3.2. Propiedades del Carburo de Wolframio (WC) y acero AISI 1045 referenciales para las simulaciones numéricas [110]. . . . .	63
3.3. Modelos analíticos usados en la validación de las longitudes de contacto $L_c$ numéricas. . . . .	82
3.4. Parámetros térmicos para la aplicación de las estrategias propuestos por Yen et al. y, Deshpande - Madhavan para simular estado térmico estacionario [66,129].	83

4.1.	Datos experimentales de profundidad máxima de cráter usados en la calibración del modelo potencial de desgaste. Materiales: Carburo de Wolframio (WC) y acero AISI 1018. Avance: $t_1 = 0,1 [mm]$ . Ángulo de desprendimiento: $\alpha = 0^\circ$ , Ángulo de incidencia: $\beta = 6^\circ$ , Radio de arista de corte: $R = 0,02 [mm]$ [80]. . . . .	92
4.2.	Parámetros del modelo de Johnson-Cook para acero AISI 1018 [152]. . . . .	93
4.3.	Valores $\lambda_{i,j}$ correspondientes a las variables $\pi_1, \pi_2$ . . . . .	99

# Introducción general

---

## 1.1. Definición y Breve Reseña Histórica del Corte de Metales

El corte de metal es el mecanismo mediante el cual se lleva a cabo el proceso de fabricación llamado mecanizado. El mecanizado consiste en obtener un producto a partir de un bloque inicial de materia prima, eliminando material mediante diversos tipos de máquinas-herramienta.

Los primeros registros del uso de máquinas-herramienta (tornos para madera) son anteriores a la era cristiana, sin embargo la industria de las máquinas-herramienta como tal surge con la revolución industrial a finales del siglo XVIII. La primera máquina-herramienta efectiva fue desarrollada por John Wilkinson y permitió concretar el desarrollo de la máquina de vapor de James Watt [1, 2].

Para mediados del siglo XIX, con acero de alto contenido de carbono endurecido y templado como material de herramienta ya se habían solventado los problemas básicos para el mecanizado de los materiales de trabajo usados entonces (fundición de hierro, hierro forjado y aleaciones de cobre), sin embargo en la segunda mitad de siglo se sucedieron mejoras tecnológicas que permitieron el incremento de la producción del acero y otras aleaciones para mecanizar (Bessemer y hornos de hogar abierto por ejemplo), y se incrementaron los requerimientos de precisión en los procesos de fabricación. Con todo esto la solicitud de las herramientas de corte se incrementó considerablemente, haciendo que hasta el mejor acero tratado resultara ineficiente como material de herramienta [2]. Esto dio pie a un estudio más detallado y sistemático del corte de metales originándose la teoría de corte.

Las primeras publicaciones enfocadas en la formación de la viruta se hicieron entre las décadas de 1870 y 1880 (Time [3, 4] y Tresca [5]). En estos trabajos se propusieron ideas fundamentales como la importancia de la fricción entre herramienta y pieza en el proceso de formación de la viruta (Ver Figura 1.1).

En 1907 F. W. Taylor planteó en su «On the art of cutting metals» la relación entre la vida de la herramienta de corte y los fenómenos térmicos en el mecanizado. Lo hizo por medio de una ecuación empírica que estima la vida de la herramienta en base a una «vida de herramienta referencial», multiplicada por un factor que es función de la velocidad de corte elevada a una constante empírica [6].

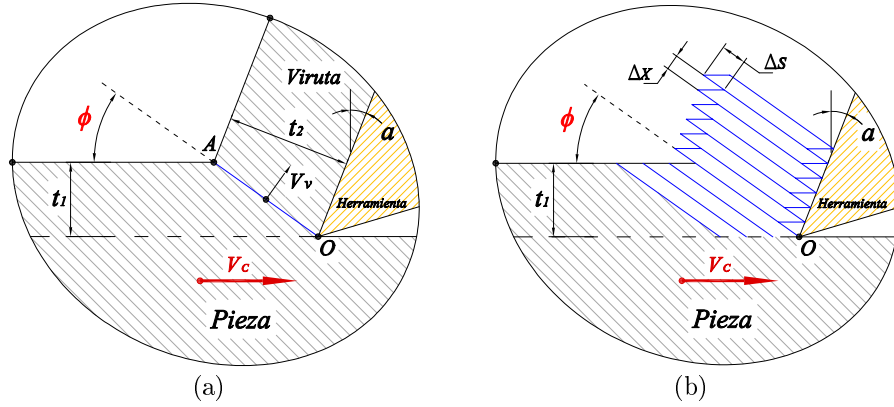
Con esta publicación, según Astakhov [7], se da un aporte práctico muy significativo a la industria del corte de metales, sin embargo, puntualiza: «hace poca contribución a la teoría del corte de metales», diferenciando de esta manera la teoría de corte y su aplicación industrial.

En la década de 1920 Carl J. Salomon desarrolla el concepto de Mecanizado de Alta Velocidad en Hannover - Alemania. Plantea la hipótesis de que conforme aumenta la velocidad de corte la temperatura de corte crece, alcanza un máximo y luego decrece. Para ese entonces ya se habían desarrollado los aceros de alta velocidad (Taylor y White en 1900–1910) y super alta velocidad (1920) [8].

El año de 1945 es importante en la teoría de corte de metales. Merchant [9] publica un modelo analítico basado en las observaciones experimentales de Ernst [10]. Este modelo propone que la viruta se forma en un único plano de espesor infinitesimal llamado plano de cizalladura. Los parámetros fundamentales de este modelo son el ángulo de cizalladura  $\phi$ , el avance  $t_1$ , el ancho de viruta  $t_2$ , la velocidad de viruta  $V_v$  y el ángulo de desprendimiento  $\alpha$ . El ángulo de cizalladura  $\phi$  se estima de tal manera que minimiza la energía de corte (ver Figura (1.1)).

Lo más importante de la publicación de Merchant es que populariza el modelo de plano de cizalladura. Sin embargo Finnie [11] hace notar que el fundamento físico y matemático de este modelo se conocía ya desde finales del Siglo XIX por trabajos como el de Tresca [5] y Zvorykin [12] entre otros. Además, Piispanen [13, 14] replanteó y discutió sobre este modelo años antes de la histórica publicación de Merchant. A pesar de todo esto este modelo de formación de viruta es conocido como el modelo de Merchant o de Ernst-Merchant en algunos textos (p. ej. [1]).





**Figura 1.1:** Primeros modelos de formación de viruta: (a) Modelo de plano de cizalladura (Tresca, Merchant); (b) Modelo tipo «naipes» (Piispanen).

Sobre este particular Astakhov [15] hace énfasis en que a pesar de que actualmente se cuenta con modelos analíticos de formación de viruta mucho más precisos, el «modelo de Merchant» es el único que se muestra en textos especializados en la teoría de corte y su aplicación industrial [8, 16, 17], e incluso se utiliza en avanzados códigos de simulación [18].

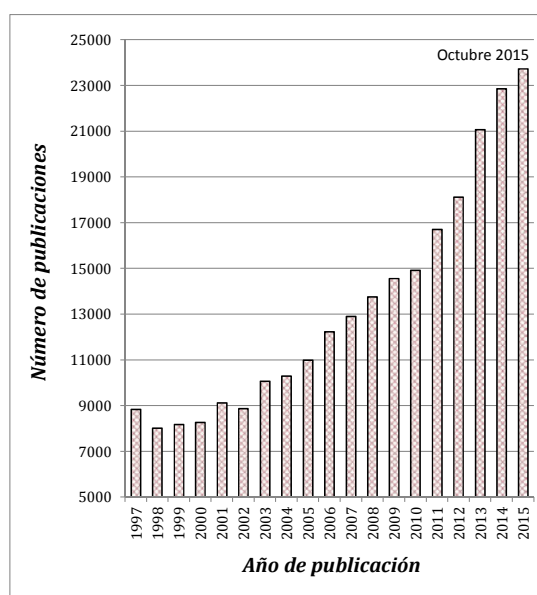
En todo caso, el modelo de plano de cizalladura es el primer modelo predictivo de formación de viruta. Entre sus cualidades está el que ofrece facilidad para la comprensión del fenómeno, su facilidad de cálculo y el que sirvió de base para la modelización analítica del corte de metales durante las siguientes décadas [19].

Desde la década de 1940 muchos investigadores han hecho valiosos aportes y mejoras a los modelos ya planteados, entre estos se puede mencionar modelos de contacto y fricción en la interfase herramienta - viruta (Zorev [20], Bahi et al. [21]), modelos de formación de viruta (Lee and Shaffer [22], Oxley [23], Molinari [24, 25]), modelos de desgaste de herramienta (Takeyama-Murata [26], Usui [27], Molinari [28], Olortegui [29], Palmi [30]), etc.

Ya para 1973 los ordenadores habían alcanzado un desarrollo importante en cuanto a capacidad de cálculo. Esto permitió que se incorpore una nueva herramienta a la investigación del corte de metales: El método de los elementos finitos (MEF). Actualmente es un recurso muy utilizado por los investigadores para generar resultados comparables con los resultados de ensayos de laboratorio o de modelos analíticos en la teoría de corte. El investigador debe tener claro que el MEF no reemplaza a la teoría, sino que es una herramienta de apoyo. La utilización del MEF sin un fundamento teórico correcto no tiene validez científica [31].

A día de hoy la investigación en teoría de corte y sus aplicaciones comprende varias líneas muy activas. Como muestra de ello en el portal científico *www.sciencedirect.com* se reporta una tendencia creciente en el número de artículos relacionados al corte de metales<sup>1</sup>, publicados por año tal como se muestra en la Figura 1.2.

El análisis de los procesos de mecanizado de metales brinda al investigador toda una gama de posibilidades vivas para el desarrollo de nuevas ideas que lleven a una mejor comprensión de este conjunto de fenómenos complejos que es el corte de metales.



**Figura 1.2:** Número de publicaciones científicas relacionadas al corte de metales (*www.sciencedirect.com*).

Como puede intuirse después de esta breve revisión histórica, los esfuerzos realizados por comprender mejor el proceso de corte de metales no han sido pocos. Sin embargo, el proceso de mecanizado representa todavía un reto para la investigación científica. La complejidad de los fenómenos que encierra el corte de metales hace que la investigación en todos estos campos siga en vigencia actualmente.

---

<sup>1</sup>El criterio de búsqueda utilizado fue: *metal cutting*.

## 1.2. Motivación y Objetivos de la Tesis Doctoral

El estilo de vida moderno ha puesto al ser humano en contacto permanente con objetos cuya manufactura está de alguna manera relacionada a procesos de mecanizado. Las implicaciones económicas y ecológicas de esta relación cotidiana entre el ser humano y los procesos de corte son realmente considerables. Este hecho avala el interés en la optimización de procesos y la búsqueda de mejora tecnológica continua. De esta forma, surge la necesidad de estudiar en profundidad todo lo que encierra el proceso productivo del corte de metales.

Desde el inicio de la industria del corte de metales el desgaste de la herramienta ha sido una permanente preocupación. La influencia del desgaste de herramientas en el coste y en la productividad del mecanizado de metales es significativa. Es fundamental tomar en cuenta este aspecto en la planificación de la producción y la calidad de producto [1, 32].

Se han realizado extensos estudios encaminados a entender las causas del desgaste y su evolución en el tiempo [33, 34]. Así, se han desarrollado ecuaciones empíricas para predecir la vida de la herramienta [6, 35], y se han formulado modelos analíticos que, tomando en cuenta los diversos mecanismos de desgaste, intentan describir la evolución del desgaste durante un proceso de corte y predecir el grado de desgaste de las herramientas [26, 36].

A pesar de los esfuerzos realizados, la mayoría de los modelos propuestos no reproducen las tendencias experimentales de evolución del desgaste y requieren de un considerable número de ensayos en el laboratorio para su calibración. Una vez calibrados, la aplicabilidad de los modelos de desgaste es puntual. Esto quiere decir que funcionan bajo determinadas condiciones de corte y combinación de materiales. Todas estas limitantes se deben a la complejidad del fenómeno del desgaste y no existe en la actualidad un modelo de desgaste, numérico o analítico, que sea de aplicación general. Por todo lo mencionado anteriormente la investigación en el área del desgaste de herramientas es una línea vigente y con mucha actividad a día de hoy.

El objetivo planteado en la presente Tesis Doctoral es el desarrollo y la aplicación de una nueva metodología que permita la modelización de la evolución del desgaste de herramientas. El trabajo investigativo se desarrolla en el ámbito del mecanizado en seco. La modelización parte del conocimiento de los mecanismos de desgaste que actúan en la interfase de contacto. Todos estos mecanismos se relacionan con la acción de variables como la velocidad de deslizamiento, temperatura o la presión en la interfase durante el proceso de mecanizado. En este trabajo se considera la tasa de desgaste como variable en el tiempo  $t$ .

La relación existente entre las variables de contacto y los mecanismos de desgaste ha sido ampliamente estudiada en el área de la Tribología. Las observaciones y resultados publicados a este respecto han servido de guía en la modelización del desgaste realizada en este trabajo. En consecuencia, se puede afirmar que la presente tesis doctoral enfrenta la modelización del desgaste como la búsqueda de una relación causal cuantificable entre las variables que actúan en la interfase de contacto y el desgaste producido.

La modelización analítica del desgaste realizada en este trabajo se apoya en la modelización numérica de corte ortogonal. Todos los valores de las variables necesarias en la modelización del desgaste se obtienen de modelos numéricos correctamente validados. Por lo tanto parte del objetivo global de esta Tesis es el desarrollo de un modelo numérico de corte que permita obtener información fiable. La modelización numérica de corte ortogonal se lleva a cabo utilizando el código comercial DEFORM<sup>TM</sup>- 2D/3D Ver 11.0.

## 1.3. Estructura de la tesis

### **CAPÍTULO 1: INTRODUCCIÓN GENERAL**

En este Capítulo se realiza una breve reseña histórica del corte de metales. Se presenta la motivación y los objetivos que persigue esta tesis doctoral. También se muestra la estructura del documento y finalmente se presenta de forma sucinta los fundamentos de los procesos de desgaste y corte ortogonal, de tal manera que los capítulos sucesivos sean comprensibles.

### **CAPÍTULO 2: DESARROLLO DE UNA NUEVA METODOLOGÍA PARA LA MODELIZACIÓN DEL DESGASTE**

En este capítulo se aborda la modelización matemática del desgaste y de su estado del arte en cada apartado. Se inicia con una introducción breve para pasar a la estimación del desgaste de herramientas en base a modelos matemáticos. En este apartado se muestra el desarrollo histórico de la modelización del desgaste a través de la revisión de algunos de los modelos matemáticos *clásicos* o más representativos, desarrollados en los últimos 60 años. Debido a que varios de estos modelos se basan en la Ecuación de Arrhenius, se analiza la efectividad de esta ecuación para modelizar el desgaste. A continuación se propone una nueva metodología para analizar y modelizar el desgaste. Finalmente, partiendo de la hipótesis de que la tasa de desgaste varía explícitamente con el tiempo, se desarrolla la estructura matemática para

modelizar el desgaste. Se obtiene una nueva ecuación diferencial de aplicación general, que fundamenta la modelización del desgaste en esta tesis doctoral.

### **CAPÍTULO 3: MODELIZACIÓN NUMÉRICA DEL CORTE ORTOGONAL**

En este capítulo se aborda la simulación numérica de corte ortogonal y su estado del arte en cada apartado. Se inicia con una breve introducción a la modelización numérica de corte por el Método de Elementos Finitos. Luego se describe el código de simulación utilizado (DEFORM<sup>TM</sup>- 2D/3D Ver 11.0.). Seguidamente se establecen los modelos de material y de fricción en interfase de contacto. Se analizan dos métodos propuestos en la literatura para alcanzar temperaturas numéricas estacionarias en herramienta de corte. Se establecen los parámetros térmicos para simular temperaturas estacionarias. Finalmente se muestran los resultados numéricos obtenidos y se valida el modelo. La validación del modelo numérico se basa en datos experimentales de fuerzas, longitudes de contacto entre viruta y herramienta, y en temperaturas, obtenidos de la literatura especializada.

### **CAPÍTULO 4: APLICACIÓN DE LA METODOLOGÍA DE MODELIZACIÓN DESARROLLADA: UN NUEVO MODELO DE DESGASTE DE HERRAMIENTAS**

En este capítulo se desarrolla un nuevo modelo para predecir desgaste de cráter en herramientas de corte. Para ello se aplica el análisis de desgaste por discretización y la metodología de modelización desarrolladas en el Capítulo 2. Para llevar a cabo la modelización se utiliza información obtenida por medio del modelo numérico de corte, desarrollado y validado en el Capítulo 3. Para la definición del modelo de desgaste de cráter se plantea una estructura matemática de tipo potencial en la tasa de desgaste. Con el modelo potencial se realiza la selección de las variables adimensionales que describen correctamente la evolución del desgaste y se calibran los parámetros del modelo. Finalmente se presentan los resultados obtenidos en la predicción espacial y temporal de la evolución del cráter, y se analizan los resultados.

### **CAPÍTULO 5: CONCLUSIONES GENERALES**

En este capítulo se muestran las conclusiones alcanzadas al final de todo el trabajo investigativo, resaltando las aportaciones originales y se proponen trabajos futuros sobre modelización numérica de corte y modelización de desgaste.

## 1.4. Fundamentos de desgaste

### 1.4.1. Introducción al desgaste

La tribología estudia las interacciones que se dan entre dos superficies en contacto y con movimiento relativo [37]. Dentro de la tribología, el fenómeno del desgaste de materiales es uno de los que menos se comprenden a profundidad y todavía una de las áreas de investigación más importantes por todas sus implicaciones económicas y técnicas [38].

En [39] N. P. Suh presenta el problema general de la tribología en tres aspectos fundamentales:

- Interacciones físico-químicas de las superficies con lubricantes y otros elementos ambientales.
- Transmisión de fuerzas en interfase a través de asperezas y partículas libres.
- El comportamiento de una determinada combinación de materiales sólidos bajo fuerzas en la interfase.

Estos tres aspectos están interrelacionados. Entender la relación que existe entre ellos y poder describirlos cuantitativamente es el objetivo general de la tribología. El desgaste de los materiales es el resultado de la combinación de estos tres problemas fundamentales.

### Definición de desgaste

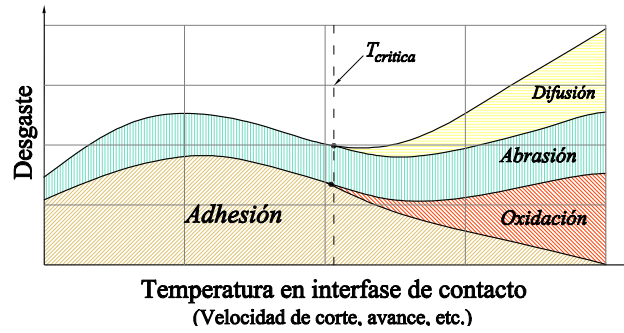
Al desgaste se lo define como la remoción de material de una superficie sólida debido a la interacción de esta superficie con otra [38].

La pérdida de material generalmente se evidencia por una modificación en la geometría desgastada, pero, en base a la observación de N. P. Suh en [39] es importante mencionar que el desgaste en una herramienta de corte no siempre implica una modificación de su geometría, por ejemplo si la herramienta de corte ha alcanzado cierto grado de fragilización debe ser sustituida no importa cuánto material se haya perdido o cuanto haya cambiado su geometría de corte.

Así, en este trabajo de investigación se propone definir al desgaste de una herramienta como *la modificación de sus características originales debido al uso, en detrimento de su desempeño posterior*. Esta definición incluye al desgaste geométrico de herramientas, cuya modelización es el objetivo central de esta tesis doctoral.

### 1.4.2. Principales mecanismos de desgaste en el corte de metales

Cuando dos superficies entran en contacto, dependiendo de factores tales como la presión de contacto, la temperatura a la que se encuentran o si existe o no movimiento relativo, puede iniciarse un proceso de desgaste. En el afán de entender este proceso de desgaste los investigadores en Tribología han clasificado las formas en las que los materiales se desgastan según los parámetros que intervienen en ellas. Entre estos parámetros están la dureza de los materiales, la velocidad relativa de deslizamiento, la temperatura que alcance la interfase de contacto o la presión que se aplique.

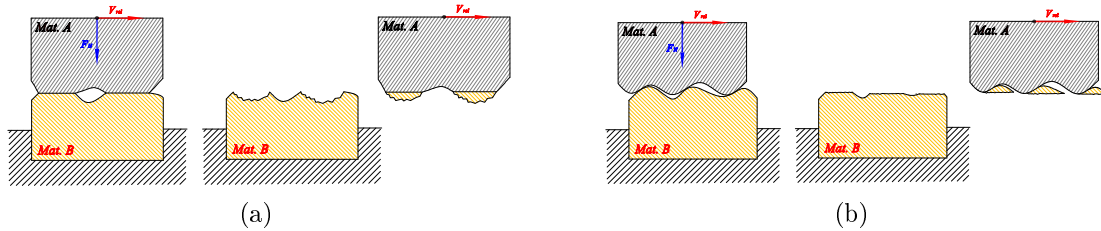


**Figura 1.3:** Principales mecanismos de desgaste de herramientas en el corte de metales [40,41].

En el caso del desgaste en herramientas de corte de metal los mecanismos de desgaste predominantes en la interfase de contacto son la abrasión, la adhesión, la difusión y la oxidación (Figura 1.3). Es frecuente observar que a altas temperaturas ( $T > T_{critica}$ ), dos o más de estos mecanismos de desgaste actúan de forma combinada. Normalmente hay un mecanismo preponderante que controla la evolución del desgaste. La identificación de este mecanismo principal de desgaste es muy importante para entender la evolución de este complejo fenómeno [39].

- **Adhesión:** El desgaste por adhesión se produce cuando se forman enlaces en la interfase de contacto entre la pieza y la herramienta. Luego, por el movimiento relativo entre superficies, dichos enlaces se rompen llevándose consigo material de la herramienta (Figura 1.4

(a)) [1,42,43]. Los enlaces o microsoldaduras se forman por las altas presiones alcanzadas en la interfase de contacto. Así, la presión o tensión normal a la superficie de la herramienta es el factor más influyente en este mecanismo de desgaste.



**Figura 1.4:** Desgaste por: (a) Adhesión; (b) Abrasión [44].

- **Abrasión:** El desgaste por abrasión se presenta debido a la presencia de partículas de gran dureza en la interfase de contacto entre pieza y herramienta. Gracias al movimiento relativo entre la superficie de la herramienta y la de la pieza las partículas abrasivas remueven material de la herramienta por acción mecánica. Las partículas abrasivas pueden provenir de un filo recrecido (*BUE: built-up edge*) inestable, estar en el material de la pieza o ser partículas desprendidas de la herramienta por adhesión (Figura 1.4 (b)) [1,42,43]. Debido a su naturaleza mecánica, el factor más influyente en este mecanismo de desgaste es la velocidad relativa entre superficies.

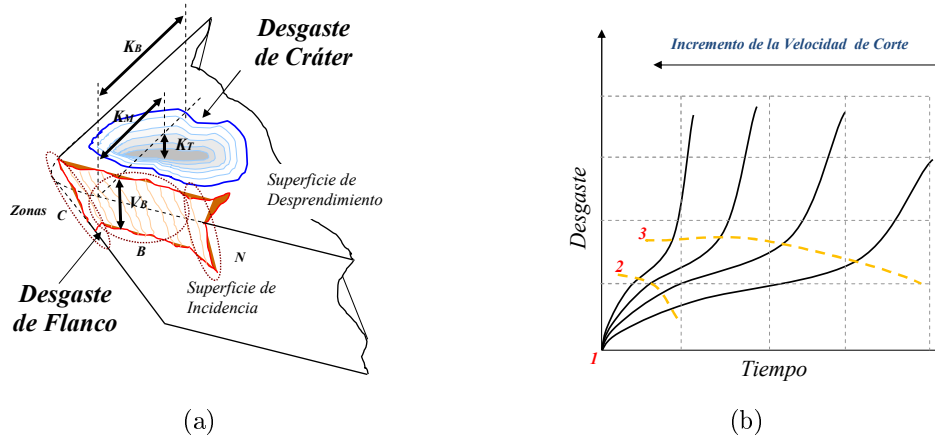
- **Difusión:** El desgaste por difusión se produce debido al movimiento de átomos de la herramienta hacia el material de la pieza a través de la interfase. Esto se produce debido a diferencias de concentración de ciertos elementos y a las altas temperaturas que se alcanzan en el mecanizado. El proceso de difusión se alcanza con la temperatura de activación de los materiales [1,42,43]. La variable más importante en este mecanismo de desgaste es la temperatura que alcanza la interfase de contacto.

- **Oxidación:** El desgaste por oxidación consiste en que el material de la herramienta se pierde en forma de óxido. Esto se debe a que a altas temperaturas el material de la herramienta reacciona con el oxígeno del ambiente formando capas de óxido en la superficie de la herramienta [42,43].



### 1.4.3. El desgaste en herramientas de corte

El desgaste en herramientas de corte es un fenómeno complejo, generado por la combinación de distintos mecanismos y que no siempre es fácil de analizar [45, 46]. Este desgaste se puede presentar en el filo como fracturas y roturas, deformación plástica, filo recrecido, pero sin duda los tipos de desgaste más comunes son desgaste de cráter y de flanco (Figura 1.5).



**Figura 1.5:** Desgaste de Herramientas: (a) Cráter ( $K_B$ ,  $K_M$  y  $K_T$ ), y Flanco ( $V_B$ ); (b) Evolución típica del desgaste: 1: Desgaste inicial, de asentamiento o acomodación; 2: Estabilización, 3: Falla catastrófica [47, 48].

**El desgaste de flanco** se produce en la superficie de incidencia de la herramienta. Este tipo de desgaste es fundamentalmente abrasivo y se debe a la fricción entre la herramienta y la superficie recientemente mecanizada de la pieza. Está representado por la longitud de flanco  $V_B$  y afecta a la calidad de la superficie mecanizada. Para la evaluación de este tipo de desgaste se toma el valor promedio de  $V_B$  en la superficie desgastada. En mecanizado convencional  $V_B$  suele tomarse como medida del desgaste y criterio para re-afilado o recambio de la herramienta.

**El desgaste de cráter** se produce en la superficie de desprendimiento de la herramienta, y se debe al contacto con la viruta. Este tipo de desgaste se debe a la acción combinada de la difusión, abrasión y adhesión entre el material de la pieza y la viruta. Se define por su profundidad máxima  $K_T$ , la extensión del cráter  $K_B$  y la distancia  $K_M$  tomada desde la arista de corte hasta el punto de máxima profundidad de cráter. Alcanza su profundidad máxima  $K_T$  en el punto de máxima temperatura, y en mecanizado a alta velocidad suele ser el causante del debilitamiento y consecuente falla de la herramienta por lo que es el criterio usado para recambio de herramienta [1, 43].

**La vida de la herramienta** se define como el tiempo de corte que la herramienta tarda en alcanzar un cierto criterio de vida. Este criterio puede ser un cierto nivel de desgaste de la herramienta o estar vinculado a parámetros indicativos de la calidad de la pieza. El final de la vida de una herramienta implica que ya no puede producir piezas con el tamaño y acabado superficial requeridos [45].

**Criterios de vida de una herramienta:** Según recomendaciones ISO [45] se tiene:

■ **Criterio común para herramientas de acero rápido y herramientas cerámicas:**

1. Falla catastrófica, o
2.  $V_B = 0,3$  mm si el desgaste de flanco en la zona B es regular, o
3.  $V_{Bmáx} = 0,6$  mm si el desgaste de flanco es irregular en la zona B.

■ **Criterio común para herramientas de carburo:**

1.  $V_B = 0,3$  mm, o
2.  $V_{Bmáx} = 0,6$  mm si el desgaste de flanco es irregular, o
3.  $K_T = 0,06 + 0,3 t_1$  mm, donde  $t_1$  es el avance en [mm/rev].

El establecimiento de un criterio de vida para una herramienta implica la monitorización del proceso de corte para estimar el desgaste de la herramienta. Dicha monitorización puede basarse en el análisis de diferentes variables de salida del proceso. Como variables indicadoras de desgaste se encuentran el ruido, las vibraciones mecánicas, fuerzas de corte, potencia consumida, etc. [49]. Otra opción es la utilización de modelos predictivos para el cálculo del desgaste o la vida de la herramienta.

Taylor fue el primero en observar para aceros de alta velocidad que el parámetro que más influye en la vida de la herramienta es la Velocidad de Corte (Ecuación (1.1)). Es importante notar que esta hipótesis no es aplicable para todas las combinaciones de material herramienta-pieza ni en todos los rangos de parámetros de corte. Esto se atribuye a que para diferentes condiciones de corte, actúan diferentes mecanismos de desgaste en la interfase de contacto [1].

$$\frac{V_c}{V_{c(h)}} = \left( \frac{t_h}{t} \right)^n \quad (1.1)$$

En donde  $n$  es una constante empírica,  $V_c$  es la velocidad de corte del proceso,  $V_{c(h)}$  es la velocidad de corte referencial en la que la vida de la herramienta es  $t_h$ .

En 1979 se propuso otra ecuación empírica en la que interviene directamente la temperatura de la herramienta en la interfase como variable dominante en la vida de la herramienta (Hastings et al., Ecuación (1.2)) [50].

$$t_h = A T_h^{-B} \quad (1.2)$$

En donde  $t_h$  es la vida de la herramienta de corte,  $T_h$  es la temperatura de la herramienta,  $A$  y  $B$  son constantes empíricas.

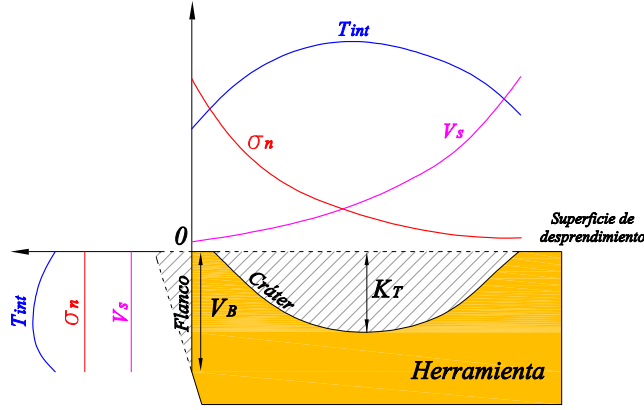
Tanto Taylor como Hastings (ver Ecuaciones (1.1) y (1.2)), son ejemplos de ecuaciones empíricas que buscan estimar la vida de la herramienta basándose en un parámetro o una variable del proceso de corte.

Es necesario mencionar la existencia de modelos de desgaste, cuyo objetivo fundamental es describir la evolución del desgaste en la herramienta, y que de esta manera también permiten la estimación de la vida de la herramienta.

## **Variables en la interfase de contacto**

Las variables que actúan en la interfase de contacto –también conocidas como variables locales–, son la temperatura de interfase  $T_{int}$ , la presión o tensión normal  $\sigma_n$  y la velocidad de deslizamiento  $V_s$ . Las condiciones que se encuentran en la interfase de contacto entre pieza y herramienta son extremas. En una superficie micrométrica se alcanzan elevadas temperaturas  $T_{int}$  y se observan bruscos gradientes de tensión  $\sigma_n$  y velocidad de deslizamiento  $V_s$ .

Como resultado de la combinación de las variables locales a lo largo de la interfase de contacto actúan distintos mecanismos de desgaste de forma combinada. Esta compleja interacción en la interfase de contacto es el motivo por el cual la modelización del desgaste representa un reto para la investigación. La modelización del desgaste implica el encontrar una relación entre la combinación de variables locales y la cantidad de material perdido. Observaciones experimentales han permitido establecer los perfiles típicos de las variables locales en la interfase de contacto [1, 51] (Figura 1.6 ).



**Figura 1.6:** Perfiles típicos de temperatura  $T_{int}$ , tensión normal  $\sigma_n$  y velocidad de deslizamiento  $V_s$  en la interfase de contacto entre pieza y herramienta. [1,51].

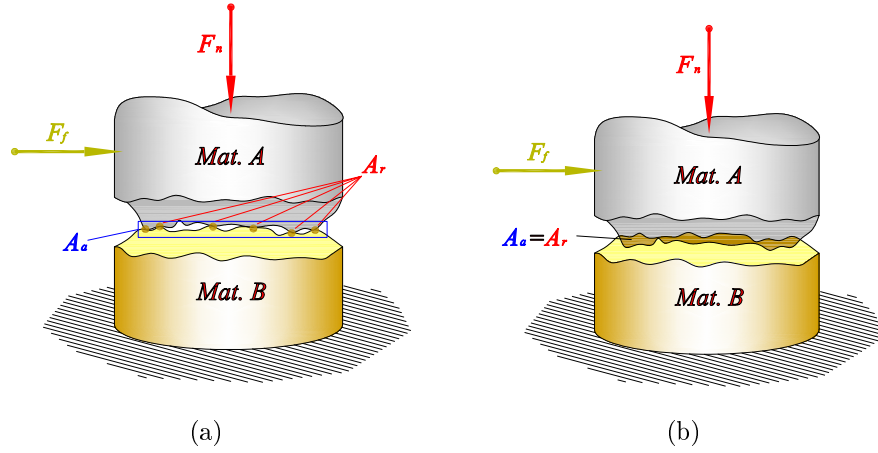
#### 1.4.4. Fricción

Desde el inicio de la investigación sobre teoría de corte se hizo notar la importancia que tenía la fricción entre pieza y herramienta en el arranque de viruta [5]. Es así que a lo largo del desarrollo de la teoría de corte la investigación en este campo ha sido una línea fundamental.

Para una mejor comprensión del fenómeno de la fricción es conveniente tener claro que al existir contacto entre dos superficies, se tiene una área de contacto real  $A_r$  y una de contacto aparente  $A_a$ . En el contacto se cumple con la relación  $A_r \leq A_a$  debido a que las superficies a nivel microscópico presentan irregularidades (ver Figura 1.7).

Cuando el sistema es sometido a una carga normal a la superficie de contacto  $F_n$ , el área de contacto real  $A_r$  crece hasta ser capaz de soportar dicha carga, teniéndose que  $F_n = A_r \sigma_y$ , donde  $\sigma_y$  es la tensión de fluencia a compresión del material más blando (material A en la Figura 1.7).

Conforme el contacto entre las dos superficies se estrecha debido a la acción de  $F_n$ , se producen «microsoldaduras» debidas a la presión en la interfase de contacto. Al existir movimiento relativo de las superficies, las juntas soldadas se rompen bajo la acción de una fuerza de fricción. La fuerza de fricción  $F_f$  necesaria para romper estas juntas viene dada por la relación  $F_f = A_r \tau_y$ , en donde  $\tau_y$  es la resistencia a la cizalladura del material más blando.



**Figura 1.7:** Mecánica de la fricción entre dos superficies en contacto: (a)  $A_r < A_a$ , (b)  $A_r = A_a$  [1].

Para caracterizar esta interacción entre superficies se utiliza el coeficiente de fricción  $\mu_{fr}$ . Este coeficiente viene definido por la fuerza normal a la superficie  $F_n$  y la fuerza de fricción  $F_f$ , tal que como se muestra en la Ecuación (1.3).

$$\mu_{fr} = \frac{F_f}{F_n} = \frac{\tau_y}{\sigma_y} \quad (1.3)$$

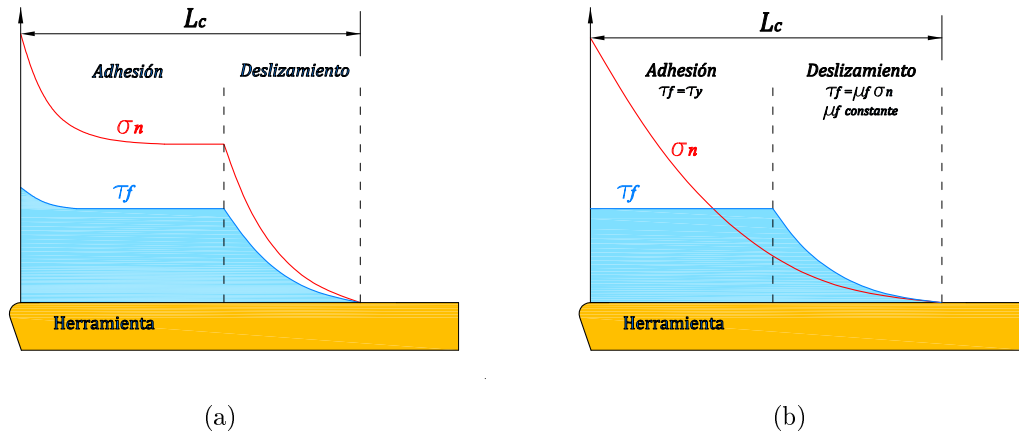
De lo anterior se deduce que  $\mu_{fr}$  es independiente del área de contacto aparente  $A_a$ . El coeficiente de fricción puede considerarse constante para determinadas condiciones de contacto.

Esta formulación, que fue propuesta por el físico francés Guillaume Amontons en la segunda mitad del Siglo XVII, es más conocida como la Ley de fricción de Coulomb<sup>2</sup> y es consistente para fricción deslizante en seco. El modelo publicado por Merchant en 1945 utiliza esta hipótesis de fricción considerando contacto totalmente deslizante en toda la interfase de contacto herramienta - viruta. Sobre este tema, Shaw [8] desestima la validez de este modelo para la modelización de corte basándose en observaciones experimentales [10, 52, 53].

En mecanizado se ha observado que el coeficiente de fricción promedio entre la herramienta y la viruta varía con la velocidad de corte  $V_c$ , ángulo de desprendimiento  $\alpha$ , etc. Esto se debe a las altas presiones que se alcanzan en la interfase de contacto. Con una presión lo suficientemente alta en la interfase se hace  $A_a = A_r$  y aunque se sigue cumpliendo que  $F_f = A_r \tau_y$ , ya no se cumple la relación  $\tau_f = \mu_{fr} \sigma_y$  [1].

<sup>2</sup>Charles de Coulomb observó a finales del siglo XVIII que para el caso de fricción dinámica la fuerza de rozamiento es independiente de la velocidad relativa de las superficies.

Más adelante, con base en las observaciones realizadas por varios investigadores, entre ellos Lee et al. [22], se confirma que la distribución de la tensión normal  $\sigma_n$  a lo largo de la interfase de contacto presenta un pronunciado pico cerca a la arista de corte, una meseta y finalmente un brusco descenso al final del contacto herramienta - viruta. En cambio la tensión de fricción  $\tau_f$  presenta un comportamiento prácticamente constante a lo largo de casi todo el contacto, y un descenso brusco al final (ver Figura 1.8 (a)).



**Figura 1.8:** Tensiones en la interfase Herramienta - Viruta.(a) Distribución típica de tensiones según observaciones experimentales [22]; (b) Modelo de Zorev [20,54].

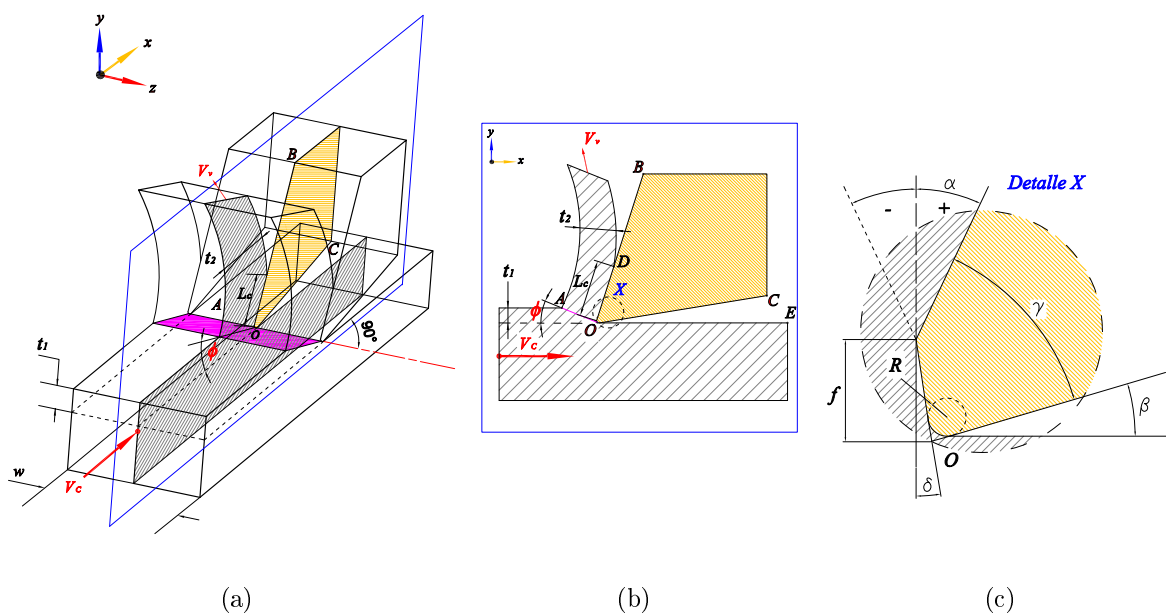
Estas observaciones dieron lugar al modelo propuesto por Zorev en 1963 (ver Figura 1.8 (b)), en donde se hace distinción de una zona de contacto plástico o de adherencia y una zona de deslizamiento.

En la zona de adherencia la tensión de fricción  $\tau_f$  es igual a la tensión de límite elástico a la cizalladura del material de la pieza  $\tau_y$ , en tanto que en la zona de deslizamiento la tensión de fricción es proporcional a la tensión normal (Ley de Coulomb).

Se ha demostrado que el fenómeno de la fricción es gobernado por la temperatura en la interfase de contacto. El aumento de temperatura favorece la adhesión, debido al ablandamiento del material de la viruta. En el contacto adhesivo el valor del factor de fricción pierde importancia y la fricción pasa a ser función de la temperatura de interfase [55, 56]

## 1.5. Corte ortogonal

Se tiene corte ortogonal cuando la arista de corte es perpendicular a la velocidad de corte (Figura 1.9 (a)). En el corte ortogonal se considera deformación plana del material de la pieza. Esto significa que el material de la pieza no se deforma en la dirección de la arista de corte (Eje  $z$  en la Figura 1.9 (a)). El modelo de corte ortogonal es muy usado en la investigación ya que simplifica el estudio de la formación de la viruta y todos los fenómenos relacionados (Figura 1.9 (b)). La hipótesis de deformación plana es coherente con la realidad cuando el ancho del material cortado ( $w$ ) es mayor o igual a diez veces el avance de corte ( $w/t_1 \geq 10$ ) [23].



**Figura 1.9:** Corte ortogonal: (a) Deformación plana del material; (b) Plano de corte ortogonal; (c) Geometría de corte.

Experimentalmente se pueden aproximar las condiciones de corte ortogonal torneando discos y tubería de espesor por lo menos 10 veces mayor al avance del torneado. El diámetro de la tubería debe ser mucho más grande que su espesor para despreciar la variación radial de la velocidad de corte. También se puede tener corte ortogonal mediante dispositivos especialmente diseñados para este proceso. Estos aparatos normalmente son de movimiento rectilíneo (tipo limadora), y las virutas obtenidas son más cortas que las obtenidas mediante torneado.

## Caracterización del corte ortogonal

Para la modelización de corte ortogonal es necesario definir las características fundamentales que debe tener un modelo. Lo primero que caracteriza un modelo son los materiales de la pieza y herramienta. Además de este dato fundamental, están las condiciones de corte y la geometría de la herramienta. Es importante mencionar que cada herramienta tiene una geometría de corte determinada por el tipo de mecanizado que se va a realizar. Una vez que se tiene toda esta información se puede iniciar la modelización analítica o numérica del corte. A continuación se explican los parámetros geométricos y de condiciones de corte que caracterizan un modelo de corte ortogonal (ver Figura 1.9 (c)):

- *Velocidad de corte  $V_c$* : Es la velocidad relativa con la que el material se mueve respecto de la herramienta.
- *Avance  $t_1$* : Es el espesor de material que se desea remover mediante el corte.
- *Espesor de viruta  $t_2$* : Es el espesor del material arrancado. Es mayor o igual a  $t_1$ .
- *Superficie de desprendimiento  $\overline{OB}$* : Es la superficie de la herramienta que está en contacto con la viruta.
- *Superficie de incidencia  $\overline{OC}$* : Es la superficie de la herramienta que está en contacto con la superficie mecanizada.
- *Ángulo de desprendimiento  $\alpha$* : Formado por la superficie de desprendimiento de la herramienta y la dirección perpendicular a la superficie mecanizada.
- *Ángulo de incidencia  $\beta$* : Formado por la superficie de incidencia de la herramienta y superficie mecanizada de la pieza.
- *Ángulo de filo  $\gamma$* : Es el ángulo formado por las superficies de desprendimiento e incidencia de la herramienta.
- *Radio de arista de corte  $R$* : Es el radio de acuerdo entre las superficies de desprendimiento e incidencia.
- *Faceta  $f$* : Segmento del perfil de la herramienta que sirve para reforzar el filo de corte (en su caso).
- *Ángulo de faceta  $\delta$* : Es el ángulo entre la faceta y la superficie de desprendimiento (en su caso).
- *Longitud de contacto  $L_c$* : Es la longitud de contacto entre la viruta y la herramienta en la superficie de desprendimiento  $\overline{OB}$ .



## 1.6. Conclusión

Este capítulo se ha escrito para aproximar al lector a los temas relacionados a la modelización del desgaste. Así, se ha revisado la historia del corte de metales y las implicaciones que tiene este proceso de fabricación en la vida diaria. También se ha tratado sobre la teoría de corte y sus avances hasta la fecha. Se ha mencionado los modelos de formación de viruta más conocidos y se ha mostrado que el corte de metales abarca un gran número de líneas activas de investigación. Finalmente se han presentado los conceptos básicos de corte ortogonal y desgaste de herramientas. De todo lo anterior se concluye que la investigación en el desgaste de herramientas debe estar sustentada en el conocimiento del mecanizado y en la correcta interpretación de los modelos analíticos y numéricos de corte. También es conveniente conocer los modelos de desgaste más importantes propuestos previamente.



# Desarrollo de una nueva metodología para la modelización del desgaste

---

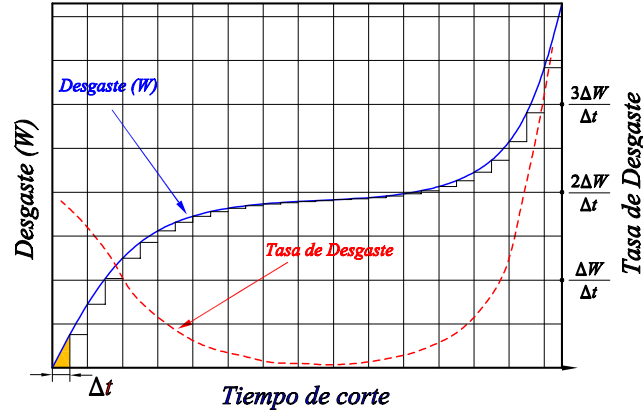
## 2.1. Introducción

Durante el proceso de mecanizado se alcanzan condiciones extremas de temperatura ( $T_{int}$ ), tensión normal a la superficie de la herramienta ( $\sigma_n$ ) y velocidad de deslizamiento ( $V_s$ ) en la interfase de contacto entre la herramienta y la pieza. Como resultado de estas condiciones la herramienta se desgasta hasta alcanzar el fin de su vida útil.

Debido a lo complejo del proceso de corte resulta muy difícil medir las variables presentes en la interfase de contacto durante el tiempo de mecanizado. Esto impide observar *in situ* la relación entre estas variables y la evolución del desgaste.

Para intentar explicar como se desgastan las herramientas de corte varios autores a lo largo de las últimas décadas han planteado distintas hipótesis. Se han estudiado diferentes mecanismos de desgaste que actúan en la evolución del desgaste. De esta manera, se han formulado modelos de desgaste difusivos, abrasivos, adhesivos y sus combinaciones. En este capítulo se revisan los modelos más representativos y se propone una nueva metodología para la modelización del desgaste [51, 57–63].

En la Figura 2.1 se muestra la forma típica en la que evoluciona el desgaste. Esta tendencia es la que se observa en resultados experimentales para distintos tipos de desgaste y combinaciones de material [1, 8, 39, 44]. Se puede ver que la tasa de desgaste  $\frac{\Delta W}{\Delta t}$  no es constante. Esta observación es muy importante y comprende la *idea fundamental para la modelización del desgaste* en esta tesis doctoral.



**Figura 2.1:** Evolución típica del desgaste ( $W$ ) y tasa de desgaste ( $\frac{\partial W}{\partial t}$ ).

## 2.2. La estimación del desgaste en base a modelos matemáticos

Un modelo matemático de desgaste es un enunciado que permite calcular el desgaste de una superficie en determinadas condiciones. Se expresa a través de una o más ecuaciones con un significado físico y dimensional coherente. Para efectos prácticos lo ideal es que el modelo sea de fácil aplicación y permita predecir la vida de la herramienta.

Existen ecuaciones que en base a parámetros de corte (velocidad, avance y profundidad), estiman la vida de la herramienta. Estas son relaciones empíricas y un ejemplo es la ecuación de Taylor [6]. Por otra parte, están los modelos basados en las variables locales en herramienta o en interfase de contacto. Estos modelos se enfocan en la estimación de la tasa de desgaste. Más adelante se hace una revisión cronológica de los más importantes.

La modelización tradicionalmente se ha enfocado en la estimación del desgaste en la zona de estabilización (tasa de desgaste constante), sin tomar en cuenta el desgaste primario [48]. En el caso del desgaste de flanco, esta hipótesis tiene cierto grado de validez puesto que el desgaste –según observaciones experimentales [64]–, se inicia súbitamente en los primeros instantes del mecanizado (flanco súbito o de acomodación). Esto afecta directamente al desgaste primario. En el caso del desgaste de cráter la evolución parte de cero con herramientas nuevas. Al existir una zona de desgaste primario paulatino la hipótesis de la tasa de desgaste constante pierde validez.

Para utilizar un modelo de desgaste es necesario calibrarlo. Todo modelo matemático presenta una o más constantes propias, relativas al tipo de desgaste y los materiales involucrados. La calibración sirve para determinar esas constantes. Para la calibración se debe contar con un conjunto de ensayos experimentales de desgaste y un método para la estimación de las variables que intervienen en la o las ecuaciones características del modelo de desgaste.

Lo ideal en la calibración de un modelo de desgaste sería poder medir las variables que intervienen en la ecuación característica. Existen métodos de medición de variables en herramienta de corte, sin embargo en general las mediciones en la interfase de contacto presentan gran dificultad. Así, con el objeto de estimar las variables en la interfase de contacto entre herramienta y viruta se han desarrollado diferentes modelos numéricos y *analíticos*. A partir de la década de 1970, impulsado por el desarrollo de los ordenadores, se ha popularizado el uso de modelos numéricos para predecir las variables que se presentan en el corte de metales [1, 8, 23, 65].

El método más utilizado actualmente para desarrollar modelos numéricos de corte es el método de los elementos finitos [43, 64, 66, 67]. Es importante notar que la estimación de las variables, sea analítica o numérica, debe hacerse para las mismas condiciones de corte de los ensayos experimentales disponibles para la calibración.

Una vez estimados los valores de las variables que intervienen en el modelo, con los datos experimentales de desgaste se procede a la calibración. Esto se realiza mediante un procedimiento inverso. Se despejan de la ecuación de desgaste las constantes a determinar y se calculan utilizando las variables que han sido estimadas anteriormente y los resultados experimentales. De esta manera se ajusta el modelo a las tendencias de desgaste observadas en el laboratorio.

La validez o aplicabilidad del modelo depende de las condiciones usadas en la calibración. El modelo será aplicable normalmente para materiales y condiciones de corte que caigan dentro del rango de calibración.

Una vez que se ha expuesto de forma general el funcionamiento de un modelo matemático de desgaste, resulta interesante y necesario conocer de forma concreta algunos modelos de desgaste de herramienta.

### 2.2.1. Revisión cronológica de algunos modelos de desgaste

Un gran número de investigadores se han dedicado a modelizar el desgaste. La revisión de este desarrollo en el tiempo —por lo menos de los modelos más representativos— brinda una visión de cómo han evolucionado las hipótesis sobre la modelización del desgaste. Esto permite observar virtudes y debilidades a este respecto. En este apartado se describen algunos de los modelos más usados para la estimación del desgaste de herramientas en los últimos 60 años.

**John Frederick «Jack» Archard** propone en 1953 la Ecuación (2.1), con la idea de describir el desgaste de tipo abrasivo y adhesivo [68]. El modelo propuesto se basa en la interacción mecánica de las asperezas en la interfase de contacto. La hipótesis fundamental señala que la cantidad de material perdido por desgaste es proporcional a la carga normal aplicada y a la distancia de deslizamiento relativo entre superficies.

$$\frac{dW}{dL_s} = K_a \frac{F_n}{H} \quad (2.1)$$

Donde  $\frac{dW}{dL_s}$  es la tasa de volumen de material desgastado, por el desplazamiento relativo entre superficies,  $K_a$  es una constante empírica.  $F_n$  es la fuerza normal a la superficie desgastada y  $H$  es la dureza del material más blando. Este modelo fue originalmente utilizado para el cálculo del desgaste en herramental de conformado mecánico, pero su uso se ha extendido al desgaste de herramientas de corte. Así Ceretti et al. [69], presentaron una modificación de este modelo para cálculo de desgaste abrasivo-adhesivo en herramienta. El material de la pieza fue acero de medio carbono AISI 1045 y herramienta de acero rápido H11.

Sobre este modelo pende una interesante controversia científica: la hipótesis en la cual se basa fue planteada en 1860 por T. Reye, quien publicó un modelo de desgaste muy similar [70]. Sin embargo esto fue ignorado en la literatura científica publicada en lengua inglesa [71]. A partir de este punto diversos investigadores como R. Holm en 1946 [72] y M. Panetti en 1947 [73], han publicado ecuaciones equivalentes para predecir el desgaste de superficies deslizantes. De todas formas en la literatura especializada se atribuye este modelo a Jack Archard debido a que realizó un extenso trabajo experimental para validar su modelo. De todo esto J. Archard concluyó que no hay muchas situaciones en las que este modelo estime de forma correcta el desgaste. Esta inexactitud se atribuye a dos causas fundamentales: La primera es que con el desgaste cambian las condiciones de rugosidad de las superficies deslizantes, multiplicándose la tasa de desgaste al doble o triple de la inicial. La segunda causa es que en este modelo no se tomaron en cuenta los efectos térmicos en la interfase de contacto [74,75].

En 1962 **Takeyama y Murata** proponen que el desgaste de herramientas de corte  $W_{TOT}$  se debe a la suma de desgaste de tipo mecánico ( $W_a$ ) con desgaste difusivo, propio del proceso ( $W_r$ ) [26]. A su vez el desgaste mecánico, abrasivo, depende de la cantidad de material cortado  $L_{cort}$  (longitud) y de la resistencia a la abrasión del material de la herramienta  $\sigma_a$ , en tanto que el desgaste difusivo depende de la temperatura en interfase  $T_{int}$  y el tiempo  $t$ . Las Ecuaciones (2.2) y (2.3) son el resultado de esta hipótesis.

$$\frac{dW}{dt} = A V_c + B \exp \left( -\frac{E_a}{K T_{int}} \right) \quad (2.2)$$

$$\frac{dW}{dL_{cort}} = A + \frac{B}{V_c} \exp \left( -\frac{E_a}{K T_{int}} \right) \quad (2.3)$$

Donde  $\frac{dW}{dt}$  es la tasa de desgaste,  $\frac{dW}{dL_{cort}}$  es el desgaste específico por longitud de material cortado.  $A$ ,  $B$  y  $K$  son constantes empíricas relativas a la combinación de materiales y al proceso.  $T_{int}$  es la temperatura en interfase de contacto.  $V_c$  es la velocidad de corte.  $E_a$  es la energía de activación del proceso [19,64].

Este modelo fue calibrado para herramientas de Carburo P10 y K20, y material de la pieza: hierro fundido FC30 y acero aleado G18B. La calibración se realizó en base a datos experimentales de desgaste y mediciones de temperatura en flanco. Se utilizó la velocidad de corte  $V_c$  como velocidad relativa de deslizamiento en interfase de contacto [26].

**Usui et al.** publica en 1978 un modelo que describe al desgaste como un fenómeno adhesivo-difusivo (Ecuación 2.4) [27].

$$\frac{dW}{dt} = A \sigma_n V_s \exp \left( -\frac{B}{T_{int}} \right) \quad (2.4)$$

Donde  $\frac{dW}{dt}$  es la tasa de desgaste,  $A$  y  $B$  son constantes empíricas.  $T_{int}$  es la temperatura en interfase de contacto.  $V_s$  es la velocidad relativa en interfase de contacto.  $\sigma_n$  es la tensión normal en interfase de contacto.

Este modelo se planteó originalmente para herramienta de Carburo grado P20 y acero de bajo-medio carbono como material de pieza. Usui et al. propusieron que la Ecuación (2.4) podría usarse para predecir el desgaste de cráter en herramientas de Carburo en procesos

corte de cualquier acero de bajo carbono. Esto debido a que, aunque el contenido de carbono afecta las tensiones, temperaturas y velocidades relativas en interfase de contacto, los mecanismos de desgaste son los mismos para este tipo de aceros.

**P. Mathew** asume desgaste netamente difusivo y publica en 1989 la Ecuación (2.5).

$$\frac{dW}{dt} = A \exp \left( -\frac{B}{T_{int}} \right) \quad (2.5)$$

Donde  $\frac{dW}{dt}$  es la tasa de desgaste,  $A$  y  $B$  son constantes empíricas.  $T_{int}$  es la temperatura en interfase de contacto.

Este modelo fue calibrado para una herramienta Carboloy 370 y material de la pieza Acero 0.2% y 0.38% C. La calibración se realizó en base a valores experimentales de desgaste de flanco [36]. La predicción de temperatura de contacto se estimó usando una ecuación presentada por Oxley en [23].

**Kitagawa - Kubo - Maekawa** proponen en 1997 la hipótesis de que el desgaste de la herramienta se debe a la acción combinada de adhesión termoactivada y abrasión dependiente de la temperatura (Ecuación 2.6).

$$\frac{1}{\sigma_n} \frac{dW}{dL} = C_1 \exp \left( -\frac{C_2}{T_{int}} \right) + C'_1 \exp \left( -\frac{C'_2}{T_{int}} \right) \quad (2.6)$$

Donde  $\frac{dW}{dL}$  (adimensional) es el volumen de material desgastado por área de contacto aparente y unidad de longitud deslizante.  $C_1$ ,  $C_2$ ,  $C'_1$  y  $C'_2$  son constantes empíricas.  $T_{int}$  es la temperatura en interfase de contacto.  $\sigma_n$  es la tensión normal en interfase de contacto.

Este modelo fue planteado para herramientas Cerámicas ( $Al_2O_3$ ), de carburo P20 y P40 combinadas con aceros de bajo y medio carbono, así como aceros aleados (Mn, Cr y Ni). La calibración del modelo se realizó con datos experimentales de desgaste de cráter y flanco, y temperaturas medidas en herramienta [51, 57].

En el año 2002 **Molinari y Nouari** [28, 76] presentan dos interesantes modelos difusivos basados en las leyes de Fick. El primero (Ecuación 2.7) describe la evolución de la profundidad de cráter  $K_T$  en el tiempo, considerando temperatura uniforme en la interfase de contacto



(temperatura promedio en interfase  $\overline{T}_{int}$ ). El segundo (Ecuación 2.8) calcula la profundidad de cráter  $K_T$  considerando la distribución de temperaturas a lo largo de la longitud de contacto  $L_c$ .

$$K_T(t) = S \frac{1}{\rho_{herr}^0} \sum_{i=1}^n \sqrt{D_{i1}} (C_{i1}^0 - C_{i2}^0) \left( \frac{\exp(\alpha_i^2 t) \operatorname{erfc}(\alpha_i \sqrt{t}) - 1}{\alpha_i} + 2 \sqrt{\frac{t}{\pi}} \right) \quad (2.7)$$

$$K_T(x, t) = \frac{2}{\rho_{herr}^0} \sum_{i=1}^n \left[ \sqrt{\frac{t}{\pi} D_{i1}} (T_{int}(x)) (C_{i1}^0 - C_{i2}^0) \right] \quad (2.8)$$

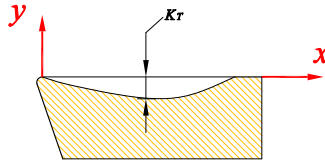
$$D_{ij} = D_{i01} \exp \left( -\frac{E_{aij}}{R T_{int}} \right), \quad j = 1, 2 \quad (2.9)$$

$$C_{ij}^0 = C_{ij}(y, t = 0), \quad j = 1, 2 \quad (2.10)$$

$$\alpha_i = 2 \sqrt{\frac{D_{i2} V_c}{D_{i1} \pi l_c}} \quad (2.11)$$

$$\operatorname{erfc}(u) = 1 - \operatorname{erf}(u) \quad (2.12)$$

Para las Ecuaciones (2.7) a (2.12) el sistema de coordenadas se muestra en la Figura 2.2.  $t$  es el tiempo,  $V_c$  es la velocidad relativa de deslizamiento en interfase de contacto y se considera uniforme en toda  $L_c$ .  $S$  es una constante geométrica que depende del perfil del cráter,  $D_i$ , es el coeficiente de difusión y  $C_i$  la concentración del  $i$ -ésimo componente, con  $j = 1$  para la herramienta y  $j = 2$  para la viruta.



**Figura 2.2:** Sistema de coordenadas para los modelos de *Molinari - Nouari* y *Olortegui - Kwon*.

**Filice et al.** en 2007 publican un modelo difusivo basado en el modelo de *Takeyama y Murata*. El coeficiente que multiplica al factor exponencial (Ecuación de Arrhenius), se modifica para ser dependiente de la temperatura (Ecuación 2.13).

$$\frac{dW}{dt} = P_n(T_{int}) \cdot \exp\left(-\frac{E}{RT_{int}}\right) \quad (2.13)$$

Donde  $\frac{dW}{dt}$  es la tasa de desgaste.  $T_{int}$  es la temperatura en interfase de contacto.  $P_n(T_{int})$  es un polinomio de grado  $n$ .  $R = 8,314$  ( $kJ/mol \cdot K$ ) es la constante universal de los gases ideales y  $E = 75,35$  ( $kJ/mol$ ) es la energía de activación de difusión [19, 64].

Este modelo, también conocido como *Takeyama-Murata modificado*, se propuso para herramienta de Carburo sin recubrimiento grado P25 y acero con 0.2 %C. La calibración se realizó en base a datos experimentales de desgaste de flanco y temperaturas obtenidas de simulaciones numéricas. Se estableció  $P_n(T_{int})$  el coeficiente de difusión como un polinomio de grado 3:  $P_3(T_{int})$ . El rango de aplicación de velocidades de corte y de avances es:  $120 - 240$  [ $m/min$ ] y  $0,05 - 0,2$  [ $mm/rev$ ].

En 2010 **Olortegui y Kwon** proponen un complejo modelo abrasivo-difusivo (Ecuación (2.14)), desarrollado para predecir la profundidad del cráter y perfiles de desgaste en herramientas con recubrimiento [29]. El aporte abrasivo al desgaste  $K_a \cdot I_a(x)$ , se modeliza con una modificación del modelo de Archard. La parte difusiva  $K_d \cdot I_d(x)$ , se fundamenta en la solubilidad química de los compuestos de la herramienta en el material de la viruta.

$$\frac{dK_T}{dt} = v_{ch} [K_d \cdot I_d(x) + K_a \cdot I_a(x)] \quad (2.14)$$

$$I_a(x) = \frac{\sigma(x)}{K_e} \cdot \left\{ \frac{P_a^{n-1} [T_{int}(x)]}{P_t^n [T_{int}(x)]} \right\} \quad (2.15)$$

$$I_d(x) = \frac{M_{A_a B_b}}{M_{ch}} \cdot S_{A_x B_y C_z} [T_{int}(x), \Delta \bar{G}_{A_a B_b}, \Delta \bar{G}_{A, B \rightarrow ch}, R] \quad (2.16)$$

Para las Ecuaciones (2.14) a (2.16) el sistema de coordenadas se muestra en la Figura 2.2. En la Ecuación (2.14)  $\frac{dK_T}{dt}$  es la tasa de desgaste de cráter.  $v_{ch}$  es la velocidad de la viruta.  $K_d$  y  $K_a$  son constantes difusiva y abrasiva respectivamente.

En la Ecuación (2.15)  $I_a(x)$  es al factor abrasivo en el desgaste.  $\sigma(x)$  es la tensión normal en la interfase de contacto.  $K_e$  y  $n$  son las constantes de Rabinowicz y dependen de la relación entre la dureza del material de la herramienta  $P_t$  y la dureza del material de la pieza  $P_a$ .

En la Ecuación (2.16)  $I_d(x)$  es el factor difusivo en el desgaste.  $M_{A_a B_b}$  es el volumen molar del material de la herramienta.  $M_{ch}$  es el volumen molar del material de la pieza.  $S_{A_x B_y C_z}$  es la solubilidad química del material de la herramienta en el material de la viruta, y está en función de la energía libre de Gibbs para la formación del material de la herramienta  $\Delta \bar{G}_{A_a B_b}$ , y el exceso de esta energía en la disolución de los componentes de la herramienta  $A$  y  $B$  en la viruta  $\Delta \bar{G}_{A,B \rightarrow ch}$ .  $R$  es la constante universal de los gases ideales.  $T_{int}(x)$  es la temperatura en interfase de contacto.

Lo más interesante en este modelo es que los factores de desgaste  $I_d(x)$  y  $I_a(x)$  pueden particionarse en función del recubrimiento de la herramienta, permitiendo aplicar este modelo a herramientas con múltiples recubrimientos. Una limitante para la aplicabilidad de este modelo es que fue calibrado para una única condición de corte y combinación de materiales.

La calibración se realizó para acero AISI 1045 como material de la pieza y para Carburo C6 con recubrimiento:  $TiN(sup)/Al_2O_3/TiCN$ . La condición de corte se mantuvo constante: Velocidad de corte  $V_c = 250 [m/min]$ , avance  $t_1 = 0,3048 [mm/rev]$  y profundidad de corte  $w = 1,905 [mm]$ .

**Palmai** en 2013 propone un modelo analítico para predecir el desgaste de flanco [30]. Combina la acción difusiva, abrasiva y adhesiva (Ecuación (2.17)).

$$\frac{dW}{dt} = \frac{V_c}{W} \left[ A_a + A_{th} \exp \left( -\frac{E_a}{R (T_{0fl} + T_{fl}(W))} \right) \right] \quad (2.17)$$

Donde  $V_c$  es la velocidad de corte,  $A_a$  y  $A_{th}$  son constantes experimentales.  $E_a$  es la energía de activación del proceso difusivo.  $R$  es la constante universal de los gases ideales.

La parte más interesante de este modelo es que incorpora una relación entre la temperatura y el desgaste de flanco  $T_{dif} = (T_{0fl} + T_{fl}(W))$ . De esta manera se introduce implícitamente al tiempo de corte en la ecuación diferencial de la tasa de desgaste. Esto hace que la tasa de desgaste sea variable en el tiempo como demuestra la observación experimental.

Este modelo fue calibrado para acero AISI 1045 como material de pieza, y Carburo grado P20 como material de herramienta. La estimación de la temperatura en flanco se hace en base a ecuaciones empíricas.

Una vez revisados los modelos de desgaste más representativos en los últimos 60 años, se observan dos características importantes:

- La primera es que la tasa de desgaste en la mayoría de los modelos no depende explícitamente del tiempo, sino que depende de variables cuya evolución a lo largo del proceso de desgaste es de difícil predicción.
- La segunda es la frecuente utilización de la Ecuación de Arrhenius en las ecuaciones para predecir desgaste.

Así, con el objetivo de plantear una nueva metodología de modelización de desgaste, es interesante y conveniente estudiar bajo qué condiciones estas características de los modelos de desgaste permiten reproducir las tendencias observadas experimentalmente. Para esto se hace un análisis de la Ecuación de Arrhenius dependiente de la temperatura de interfase en torno a la modelización del desgaste de herramientas.

## 2.3. La ecuación de Arrhenius en la modelización del desgaste de herramientas

La ecuación de Arrhenius (Ecuación (2.18)), fue propuesta por el químico holandés J. H. van't Hoff e interpretada en términos físicos por el químico sueco Svante Arrhenius a finales del siglo XIX. Desde entonces esta ecuación ha sido usada para describir diversos procesos térmicamente activados [77].

En el estudio del desgaste esta ecuación se ha tomado como forma matemática básica en muchos de los modelos propuestos para la predicción del desgaste en herramientas de corte (ver Sección 2.2.1). Esta ecuación fue originalmente planteada para describir la influencia de la temperatura en la constante cinética  $k$  de las reacciones químicas.

$$k = A_f \exp\left(-\frac{E_a}{RT}\right) \quad (2.18)$$

En donde  $A_f$  es el factor de frecuencia de colisiones entre las moléculas de los reactivos y el término  $\left[\exp\left(-\frac{E_a}{RT}\right)\right]$  representa a la fracción de colisiones moleculares con una energía superior a la energía de activación  $E_a$ . Para establecer las condiciones bajo las cuales la Ecuación de Arrhenius puede ser usada en la modelización del desgaste, es importante hacer un análisis de su sensibilidad ante cambios en la temperatura.

### 2.3.1. Análisis de sensibilidad de la ecuación de Arrhenius

Si se introduce una perturbación en la temperatura de la Ecuación (2.18), del tipo:

$T \rightarrow T^* = T(1 + \varepsilon)$ , con  $\varepsilon = \frac{\Delta T}{T} \ll 1$ , se puede estimar la variación en la respuesta del modelo  $k(T) \rightarrow k(T^*) = k^*$ . Para esto se define el parámetro:  $\delta = \left( \frac{E_a}{RT} \cdot \left| \frac{\varepsilon}{1+\varepsilon} \right| \right)$ .

Si el coeficiente de difusión  $A_f$  es constante la constante cinética se ve perturbada tal como muestra la Ecuación (2.19).

$$\left| \frac{k - k^*}{k} \right| = \delta + O(\delta^2) \quad (2.19)$$

En el caso en que se considere el factor de frecuencia dependiente de la temperatura  $A_f = f(T)$ , la sensibilidad es igual a  $1 - \frac{f(T^*)}{f(T)} \cdot \exp(-\delta)$ .

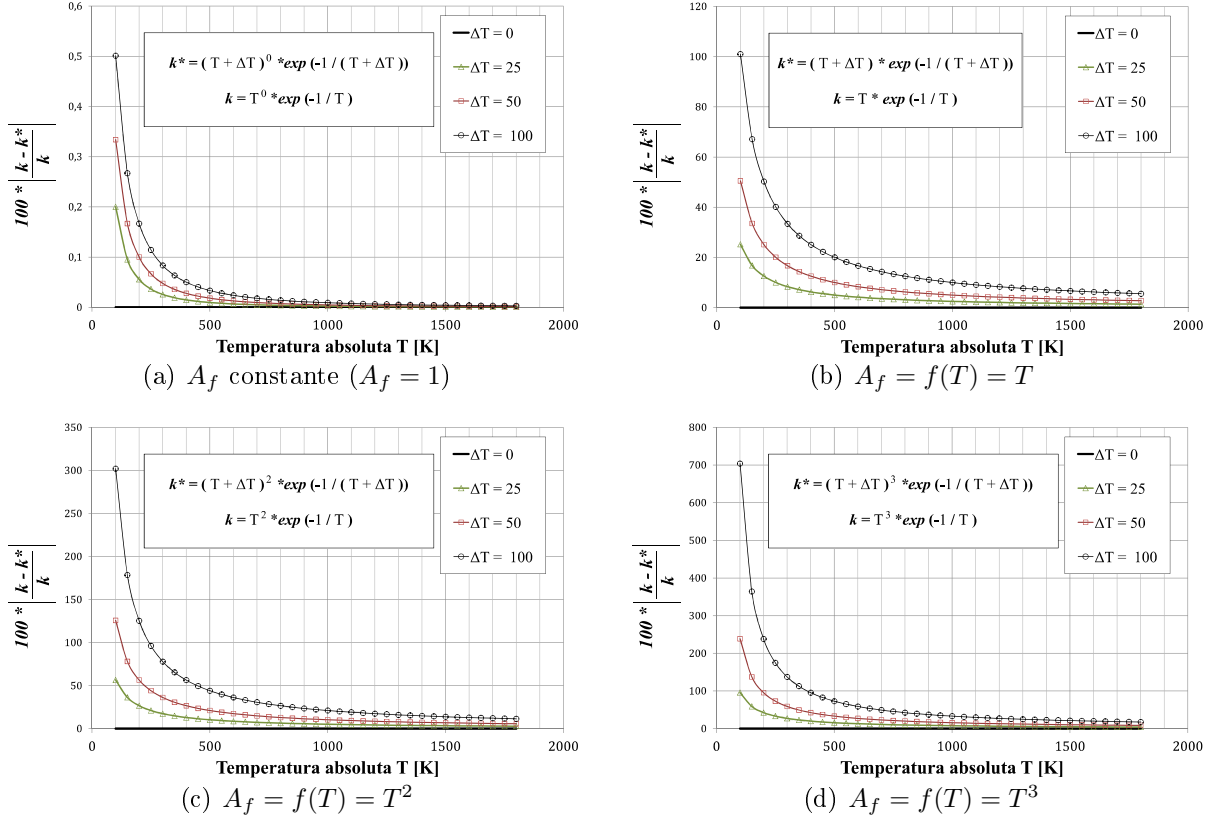
Usualmente la función  $f(T)$  es representada por un polinomio de grado  $n$ :  $P_n(T)$ . En este caso la ecuación de Arrhenius muestra sensibilidad a las perturbaciones en la temperatura tal como lo indica la Ecuación (2.20).

$$\left| \frac{k - k^*}{k} \right| = \delta \cdot \left[ 1 + \frac{P'_n(T)}{P_n(T)} \left( \frac{RT}{E_a + \delta RT} \right) \right] + O(\delta^2) \quad (2.20)$$

La sensibilidad de la Ecuación de Arrhenius con  $A_f = f(T)$  se muestra en la Figura 2.3. La temperatura  $T$  ha sido perturbada en  $\varepsilon = \frac{\Delta T}{T}$ , con  $25 [K] \leq \Delta T \leq 100 [K]$ . El rango de temperaturas de interés en este análisis es  $T \geq 600 [K]$ , que son las temperaturas que se alcanzan en la interfase de contacto en el mecanizado del acero [1, 2, 8, 78, 79].

### Conclusión del análisis de sensibilidad de la Ecuación de Arrhenius

Tal como indican las Ecuaciones (2.19) y (2.20), con  $A_f$  constante la sensibilidad de la ecuación es despreciable en el rango de temperaturas de interés. Con  $A_f = P_n(T)$ , la sensibilidad de la ecuación se ve fuertemente afectada por el grado del polinomio. Este resultado puede extenderse a  $A_f = f(T_{int})$  tal que:  $f(T_{int}) = \sum_{j=0}^N a_j \phi_j(T_{int}) + O(\phi_{N+1}(T_{int}))$ .



**Figura 2.3:** Resultados numéricos del análisis de sensibilidad de la ecuación de Arrhenius para simulación de desgaste.

El análisis de sensibilidad sugiere que para modelizar  $A_f$  en una ecuación de desgaste es conveniente utilizar una función  $f(T_{int}) \equiv P_{n>1}(T_{int})$ . Sin embargo se debe considerar que  $f(T_{int})$  no es arbitraria. El establecimiento de  $f(T_{int})$  es el resultado de un proceso de calibración [64].

### Ejemplo de aplicación: Modelo de desgaste de Filice et al.

Un ejemplo de modelo de desgaste basado en la Ecuación de Arrhenius es el modelo de Filice et al. (Ecuación (2.13)). En este modelo el término  $A_f$  es un polinomio de tercer grado, función de la temperatura  $P_3(T_{int})$ . Según el análisis de sensibilidad, este modelo es capaz de mostrar cambios significativos en la tasa de desgaste ante cambios relativos en la temperatura de interfase mayores o por lo menos iguales al 10 % de la temperatura de interfase  $T_{int}$ , con  $T_{int} \geq 500 [K]$  (Figura 2.3 (d)).

A continuación se realiza la modelización del desgaste en base al modelo de Filice et al. para observar si los cambios en la temperatura de interfase a lo largo del proceso de desgaste, son capaces de generar los cambios en la tasa de desgaste observados experimentalmente.

Los datos experimentales de desgaste para aplicar el modelo de Filice et al. (Ver Ecuación (2.13)), han sido tomados de [80]. Corresponden a corte ortogonal de Acero AISI 1018 con herramienta es de Carburo de Wolframio plana y sin recubrimiento. La geometría de corte usada en todos los ensayos presenta: Ángulo de desprendimiento  $\alpha = 0^\circ$ , ángulo de incidencia  $\gamma = 7^\circ$ , radio de arista de corte  $R = 0,020 mm$ .

### Calibración del modelo de Filice et al.

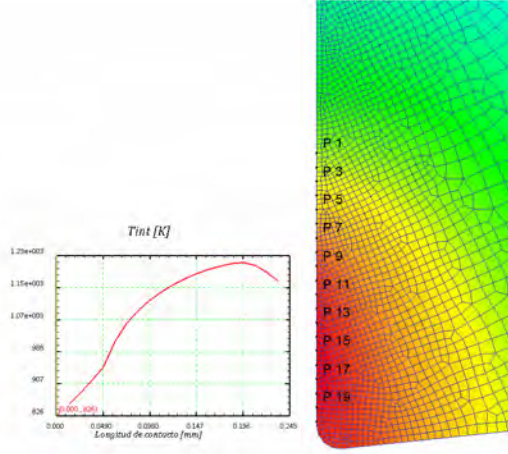
La calibración del modelo consiste en un procedimiento inverso a partir de la Ecuación (2.21): se requieren datos experimentales de desgaste de cráter y datos de temperatura en interfase de contacto. La temperatura máxima en interfase se obtiene de modelos numéricos de corte ortogonal. Los modelos numéricos utilizados y su validación experimental se explican en el Capítulo 3 de esta tesis (Figura 2.4).

Los parámetros de simulación se muestran en la Tabla 2.3.1. La información utilizada en la calibración y sus resultados se muestran en la Tabla 2.2.

$$K_{Texp} = |P_n[(T_{int})_{num}]| \cdot \exp\left(-\frac{E}{R \cdot (T_{int})_{num}}\right) \cdot t \quad (2.21)$$

En donde  $K_{Texp}$  es la profundidad máxima de cráter,  $t$  es el tiempo de corte,  $(T_{int})_{num}$  es la temperatura numérica (máxima) de interfase y  $P_n[(T_{int})_{num}]$  es el parámetro a calibrar.

$E$  y  $R$  son la energía de activación y la constante de gases ideales, respectivamente.



**Figura 2.4:** Corte ortogonal: AISI 1018-WC:  $V_c = 300 [m/min]$ ;  $t_1 = 0,1 [mm]$  para la calibración del modelo de desgaste de Filice et al. (Longitud de contacto medida desde la salida de viruta P1).

**Tabla 2.1:** Parámetros de modelización numérica (DEFORM<sup>TM</sup>- Ver 2D/3D V11.0), utilizados en la calibración y aplicación del modelo de desgaste de Filice et al. [64]

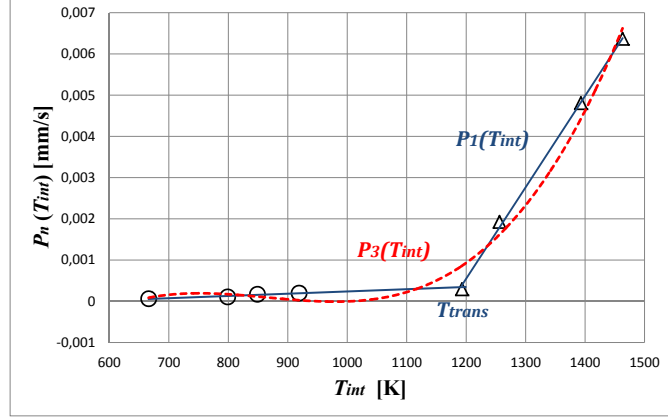
<b>Materiales:</b> Acero AISI 1018 - WC
<b>Modelo de material de la pieza:</b> Johnson-Cook $\sigma(\epsilon, \dot{\epsilon}, T) = (\sigma_0 + B\epsilon^n) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right) \left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r}\right)^m\right]$
<b>Modelo de material de la herramienta:</b> Rígido
<b>Modelo de fricción:</b> Tensión constante de cizalladura. $\tau = m \frac{\sigma_{eq}}{\sqrt{3}}; m = 0,82$
<b>Coefficiente global de transferencia de calor:</b> $h = 1000 \left[\frac{kW}{m^2K}\right]$
<b>Coefficiente de Taylor-Quinney:</b> $\eta = 0,9$
<b>Partición de calor herramienta-viruta:</b> 50 %

**Tabla 2.2:** Datos numéricos y experimentales [80], para la calibración del modelo de desgaste de Filice et al.

$V_c [m/min]$	$t_1 [mm/rev]$	$w [mm]$	$t [s]$	$K_{Texp} [mm]$	$(T_{int})_{num} [K]$
100	0.1	1	333	0.021	666
140	0.1	1	328.2	0.035	799
180	0.1	1	330	0.056	849
200	0.1	1	316.8	0.062	919
300	0.1	0.5	271.2	0.0801	1193
200	0.2	2	205.2	0.395	1256
200	0.3	2	66	0.317	1393
400	0.1	1	19.8	0.126	1463

Los valores de  $P_n(T_{int})$  muestran dos zonas claramente diferenciadas con una temperatura de transición  $T_{trans} = 1193K$  ( $920^\circ C$ ) (Figura 2.5). Esta observación también la realizan varios autores en la literatura de referencia, con valores de  $T_{trans}$  muy parecidos al observado en el este trabajo [26, 59, 63].





**Figura 2.5:** Calibración de  $P_n(T_{int})$  (Tabla 2.2).

Se calibra  $P_n(T_{int})$  usando mínimos cuadrados. Se ajusta una función lineal definida por tramos (Ecuación (2.22)) y también un polinomio de grado 3 tal como sugieren Filice et al. en [64], (Ecuación (2.23)).

$$P_1(T_{int}) = \begin{cases} 5,4451834966 \cdot 10^{-7} T_{int} - 3,06184294 \cdot 10^{-4} & \text{si } T_{int} \leq 1193 [K]; \\ 2,2179678858 \cdot 10^{-5} T_{int} - 2,6066885288 \cdot 10^{-2} & \text{si } T_{int} > 1193 [K] \end{cases} \quad (2.22)$$

$$P_3(T_{int}) = 3,4334011402 \cdot 10^{-11} T_{int}^3 - 8,9139577428 \cdot 10^{-8} T_{int}^2 + 7,5805224808 \cdot 10^{-5} T_{int} - 0,021002653863 \quad (2.23)$$

### Simulación de la evolución del cráter con el tiempo y $T_{int}$ variable

Una vez calibrado  $P_n(T_{int})$ , se simula la evolución del desgaste con  $P_1(T_{int})$  y  $P_3(T_{int})$  para las condiciones de corte:  $V_c = 100 [m/min]$ ,  $t_1 = 0,1 [mm/rev]$ ,  $w = 1 [mm]$ . La distribución de temperatura de interfase  $T_{int}$  se recalcula conforme evoluciona el desgaste. Una vez obtenidos los resultados, se comparan con la tendencia observada experimentalmente en [80] (Tabla 2.3).

El desgaste se simula en nueve etapas desde **A** hasta **I**, siendo la etapa **A** la herramienta nueva, sin desgaste. Para pasar de una etapa a otra se realiza una simulación de corte ortogonal de donde se obtiene la distribución de temperatura en la interfase  $T_{int}$ . Con

**Tabla 2.3:** Evolución experimental de cráter  $K_{Texp}$  para:  $V_c = 100 [m/min]$ ,  $t_1 = 0,1 [mm/rev]$ ,  $w = 1 [mm]$  [80].

$t [s]$	0	60	333	912.6	1424.4
$K_{Texp} [mm]$	0	0.008	0.021	0.035	0.054

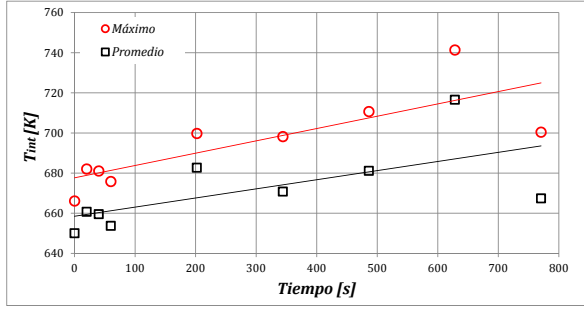
**Tabla 2.4:** Simulación de desgaste:  $K_{Tmáx}$  obtenidos aplicando el modelo de Filice et al. con  $P_1(T_{int})$  y  $P_3(T_{int})$ . Condiciones de corte:  $V_c = 100 [m/min]$ ,  $t_1 = 0,1 [mm/rev]$ ,  $w = 1 [mm]$ .

Perfil	$t [s]$	$T_{int} [K]$	$K_{Tmáx} [mm]$	
			$P_1(T_{int})$	$P_3(T_{int})$
A	0	666,1	0	0
B	20	682,1	0,001115167	0,001737658
C	40	681,1	0,002402495	0,004244072
D	60	675,8	0,003678779	0,006707062
E	202.1	699,8	0,012345624	0,022541224
F	344.2	698,2	0,02284426	0,044818106
G	486.3	710,7	0,033224245	0,066764914
H	628.4	741,4	0,044561927	0,091054163
I	770.5	700,4	0,05825198	0,118246991
J	912.6	-	0,068801375	0,140661558

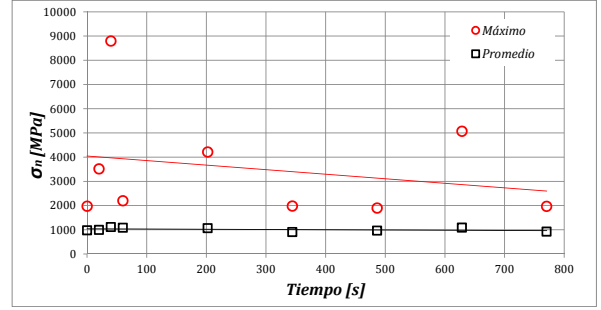
este dato se aplica el modelo de Filice et al. sobre la longitud de contacto. Los nodos de la herramienta en la interfase de contacto se desplazan según el desgaste calculado para cada uno de ellos. De esta manera se obtiene un perfil desgastado. El proceso se repite por nueve ocasiones obteniéndose diez perfiles de desgaste. Los resultados se muestran en la Tabla 2.4 y en la Figura 2.6 (e).

### Simulación de la evolución del cráter con el tiempo y $T_{int}$ constante

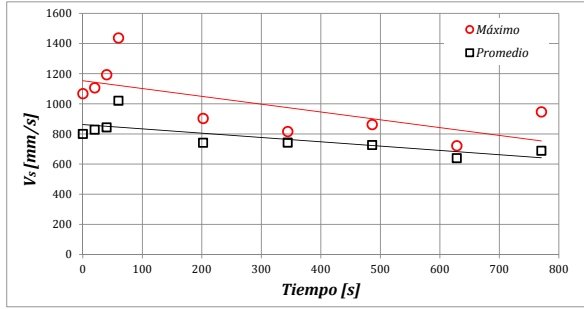
Una vez calibrado el Modelo de desgaste de Filice et al. se aplica a distintas condiciones de corte. Este cálculo de desgaste se hizo con  $T_{int}$  numérica constante. A diferencia del método utilizado en la calibración las temperaturas no se han recalculado con perfiles desgastados. Los resultados se muestran en la Tabla 2.5 y en la Figura 2.7 y confirman las tendencias calculadas tomando en cuenta  $T_{int}$  variable.



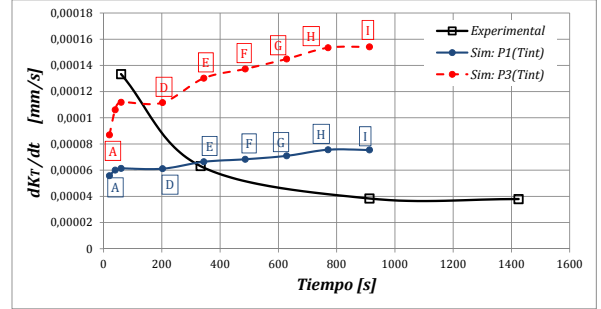
(a)



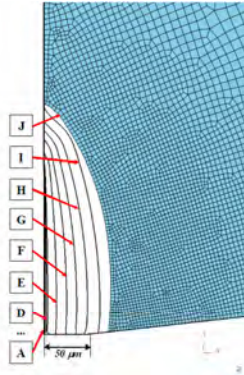
(b)



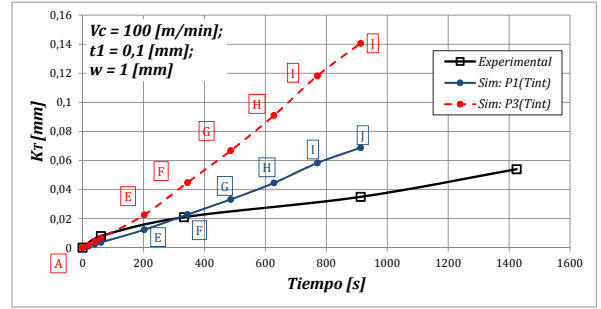
(c)



(d)



(e)

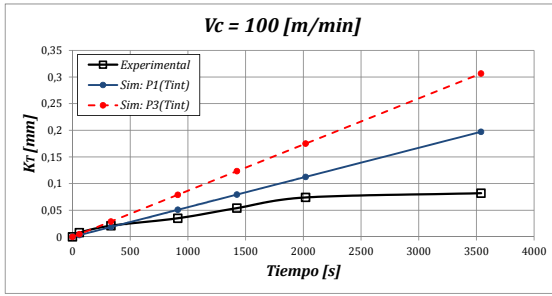


(f)

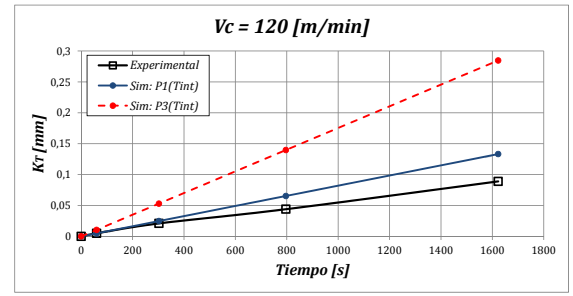
**Figura 2.6:** Simulación de desgaste de cráter: modelo de Filice et al. Condiciones de corte:  $V_c = 100 [m/min]$ ;  $t_1 = 0,1 [mm]$ ;  $w = 1 [mm]$ . Valores máximo y promedio de: (a) Temperatura numérica de interfase  $T_{int}$ , (b) Tensión normal  $\sigma_n$  y (c) Velocidad de deslizamiento en interfase  $V_s$ , obtenidas con distintos perfiles de desgaste 2.4. (d) Tasa de desgaste experimental y simulaciones. (e) Evolución del cráter: perfiles [A] – [J] simulación con  $P_1(T_{int})$ . (f) Evolución de cráter máximo: Experimental y Simulaciones:  $P_1(T)$ ,  $P_3(T)$ .

**Tabla 2.5:** Datos experimentales [80] y modelización de la evolución del cráter según el modelo de Filice et al.

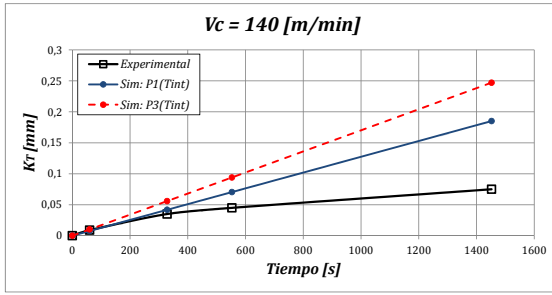
$V_c = 100 [m/min]$	$t [s]$	0	60	333	912.6	1424.4	2020.2	3540
	$K_{Texp} [mm]$	0	0,008	0,021	0,035	0,054	0,074	0,082
	$K_{Tsim1} [mm]$	0	0,003342	0,018549	0,050833	0,07934	0,112529	0,197184
	$K_{Tsim3} [mm]$	0	0,00520	0,028837	0,079028	0,123348	0,174943	0,306553
$V_c = 120 [m/min]$	$t [s]$	0	60	302,4	796,2	1622,4		
	$K_{Texp} [mm]$	0	0,005	0,021	0,044	0,089		
	$K_{Tsim1} [mm]$	0	0,004926	0,024827	0,065367	0,133198		
	$K_{Tsim3} [mm]$	0	0,010526	0,053051	0,139680	0,284623		
$V_c = 140 [m/min]$	$t [s]$	0	60	328,2	552,6	1452		
	$K_{Texp} [mm]$	0	0,009	0,035	0,045	0,075		
	$K_{Tsim1} [mm]$	0	0,007646	0,041823	0,070419	0,185032		
	$K_{Tsim3} [mm]$	0	0,010210	0,055846	0,094030	0,247071		
$V_c = 160 [m/min]$	$t [s]$	0	60	303	622,8	1114,8		
	$K_{Texp} [mm]$	0	0,014	0,048	0,071	0,067		
	$K_{Tsim1} [mm]$	0	0,008262	0,041722	0,085758	0,153505		
	$K_{Tsim3} [mm]$	0	0,009084	0,045874	0,094291	0,168779		
$V_c = 180 [m/min]$	$t [s]$	0	60	177	330	437,4		
	$K_{Texp} [mm]$	0	0,0144	0,039	0,056	0,067		
	$K_{Tsim1} [mm]$	0	0,009267	0,027338	0,050970	0,067558		
	$K_{Tsim3} [mm]$	0	0,006834	0,020161	0,037589	0,049823		
$V_c = 200 [m/min]$	$t [s]$	0	60	118,2	181,8	316,8	1015,8	
	$K_{Texp} [mm]$	0	0,03	0,043	0,057	0,062	0,156	
	$K_{Tsim1} [mm]$	0	0,011539	0,022732	0,034964	0,060928	0,195361	
	$K_{Tsim3} [mm]$	0	0,001600	0,003152	0,004848	0,008449	0,027091	
$V_c = 300 [m/min]$	$t [s]$	0	45	101,4	217,2			
	$K_{Texp} [mm]$	0	0,061	0,154	0,243			
	$K_{Tsim1} [mm]$	0	0,017572	0,039596	0,084815			
	$K_{Tsim3} [mm]$	0	0,038502	0,086757	0,185836			
$V_c = 400 [m/min]$	$t [s]$	0	7,8	19,8	69			
	$K_{Texp} [mm]$	0	0,057	0,126	0,313			
	$K_{Tsim1} [mm]$	0	0,049472	0,125583	0,437637			
	$K_{Tsim3} [mm]$	0	0,051324	0,130285	0,454024			



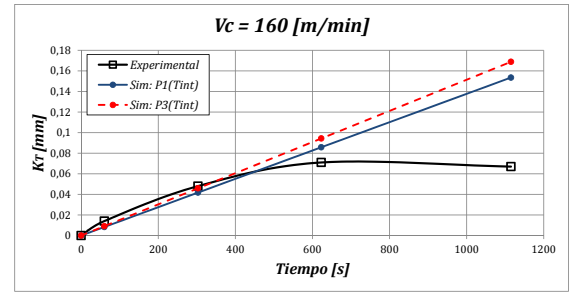
(a)



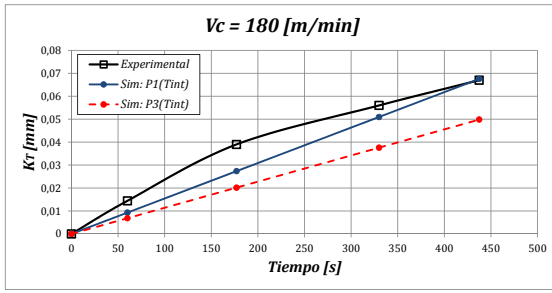
(b)



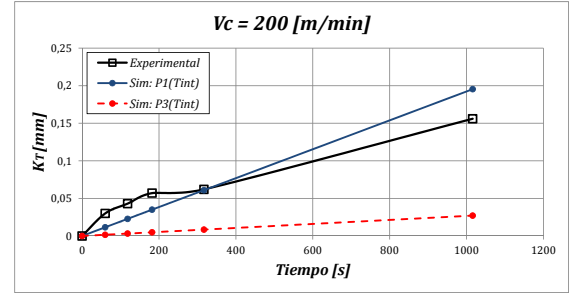
(c)



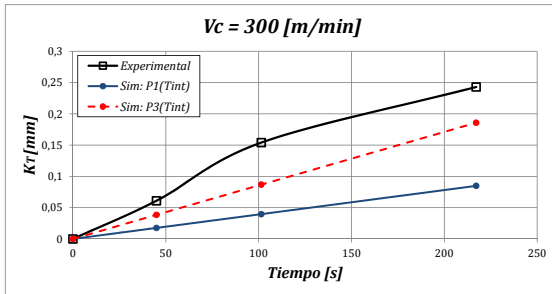
(d)



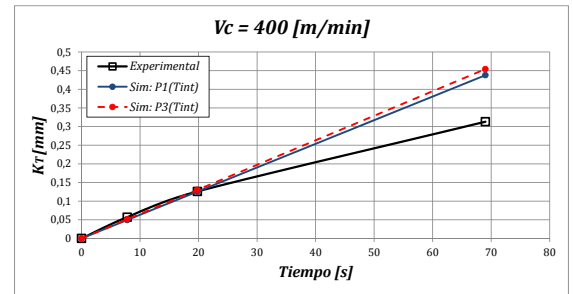
(e)



(f)



(g)



(h)

**Figura 2.7:** Simulación de la evolución de desgaste de cráter: modelo de Filice et al. Condiciones de corte:  $V_c = 100 - 400 [m/min]$ ;  $t_1 = 0,1 [mm]$ ;  $w = 1 [mm]$ .

### 2.3.2. Análisis de los resultados

La evolución del cráter  $K_{T_{máx}}$  con el Modelo de Filice et al. se sustenta fuertemente en el comportamiento de la temperatura máxima  $T_{int}$  en interfase de contacto. Las temperaturas obtenidas con los nueve perfiles desgastados muestran una tendencia creciente con valores : mínimo: 666,1 [K], máximo: 740,1 [K], promedio: 695 [K] y desviación estándar: 22,4 [K]. El ajuste lineal de los datos se logra con un coeficiente de correlación  $R^2 = 0,6236$ . Esto refleja el grado de dispersión que muestran estos datos respecto de una recta. Por lo tanto se puede afirmar que la temperatura con el desgaste progresivo tiene una tendencia creciente no lineal (ver Figura 2.6 (a)).

En el rango de temperaturas máximas de interfase numéricas  $P_3(T_{int})$  y  $P_1(T_{int})$  son crecientes. Esto hace que la tasa de desgaste  $\frac{dK_T}{dt}$  también sea creciente. La tendencia no es coherente con las observaciones experimentales. La experiencia muestra que la tasa de desgaste decrece en el tiempo en la etapa de desgaste inicial y estabilización. Esta característica debe tomarse en cuenta a la hora de modelizar el desgaste de herramientas (Figura 2.6 (d)).

La Figura 2.6 (f) muestra cómo las simulaciones sobredimensionan a los datos experimentales de  $K_{T_{máx}}$  en casi todo el tiempo simulado. La sensibilidad de la simulación de desgaste con  $P_3(T_{int})$  supera a la correspondiente a  $P_1(T_{int})$  ante los mismos cambios en la temperatura de interfase. Esto confirma que la sensibilidad de la Ecuación de Arrhenius para simular desgaste depende del factor que multiplica a la exponencial de la temperatura (Sección 2.3.1). En las simulaciones de la evolución de  $K_{T_{máx}}$  con  $P_3(T_{int})$  y  $P_1(T_{int})$  también se observa un comportamiento «cuasi lineal». Esto se debe a la baja variabilidad de la temperatura de interfase a lo largo del proceso de desgaste.

En la aplicación de un modelo de desgaste no es usual monitorizar la temperatura de interfase para calcular el desgaste. Es más común utilizar para la predicción del desgaste, una temperatura  $T_{int}$  constante (máxima o promedio), que caracterice la distribución de temperaturas en la interfase de contacto. De esta manera la tasa de desgaste según el modelo de Filice et al. es constante y la evolución simulada de  $K_{T_{máx}}$  es lineal en el tiempo (ver Figura 2.7). Así, se ha utilizado la temperatura máxima de interfase  $T_{int}$  para predecir las tendencias de desgaste con distintas velocidades de corte.

Para distintas velocidades de corte se observa que  $P_1(T_{int})$  simula mejor que  $P_3(T_{int})$  la evolución del desgaste. Sin embargo cuando  $K_{T_{máx}}$  no varía linealmente con el tiempo, este tipo de modelos no pueden reproducir las tendencias experimentales (por ejemplo ver Figura

2.7 (c) y (d)). El error promedio obtenido en la modelización de la evolución del desgaste de cráter con el Modelo de Filice et al. es del 34,01 %.

La Figura 2.6 (b) y (d) muestra que el comportamiento de la tensión normal en interfase de contacto  $\sigma_n$  y la velocidad de deslizamiento  $V_s$  no presentan una tendencia definida. Si se puede observar que sus valores promedio muestran una baja variabilidad a lo largo del proceso de desgaste. Esto es notable puesto que es usual la modelización del desgaste en función de estas variables.

De este análisis se concluye que la variabilidad de la tasa de desgaste no puede sustentarse simplemente en la variación de alguna de las variables en la interfase. Tampoco puede asumirse que la tasa de desgaste es constante porque la evolución experimental no es lineal. Debe buscarse la manera de reproducir el comportamiento de la tasa de desgaste experimental, introduciendo el tiempo en su formulación de forma explícita.

## 2.4. Modelización del desgaste

La palabra modelo descende del vocablo latino «modus» que significa *manera* o *medida*. De forma general un modelo podría definirse como un objeto o un concepto que se usa para representar algo más complejo llamado prototipo. También podría entenderse como una simplificación de la realidad que facilita su comprensión [81]. Un modelo matemático se define como un conjunto completo y consistente de ecuaciones matemáticas cuya intención es medir o describir parte de la realidad [82].

Para obtener un modelo comprensible y manejable, es necesario que durante el proceso de modelización se hagan determinadas simplificaciones con respecto al prototipo. Dependiendo del nivel de simplificación, el modelo matemático desarrollado se considera más o menos «real» con respecto al prototipo. Sin embargo desde un punto de vista lógico el prototipo modelizado es una entidad en donde todas las proposiciones del modelo matemático son satisfechas en mayor o menor grado.

De esta manera, se establece una correspondencia entre el modelo y su prototipo, y se evalúa la validez del modelo en función de los objetivos perseguidos en la modelización [82]. Dicho de otra manera: un modelo matemático puede ser válido aunque no refleje la realidad al 100 %, esta validez depende del objetivo original en la modelización.

Formalmente Apostel [83] presenta los elementos fundamentales para la construcción de un modelo mediante la relación  $R(S, P, M, T)$ , en donde el *sujeto*  $S$  en función del *propósito*  $P$  genera el *modelo*  $M$  del *prototipo*  $T$ . La concepción de un modelo implica un cambio de escala que ayude a la comprensión del prototipo. En la modelización de un sistema natural o físico este cambio de escala se entiende principalmente como un cambio en el nivel de abstracción. Esta propuesta sienta las bases de partida para la modelización [82, 84].

El primer paso en la modelización es visualizar al prototipo como un sistema y definir un objetivo concreto a modelizar. Luego se debe encontrar un fundamento teórico, normalmente preestablecido, que permita entender el fenómeno en su conjunto. La base teórica ayuda a vislumbrar los elementos que estructuran el sistema objeto de la modelización. En el caso del desgaste de herramientas el fundamento teórico viene dado por la Tribología y la Teoría de Corte. La tribología abarca la interacción de superficies en contacto con movimiento relativo, en tanto que la Teoría de Corte estudia el desarrollo de las variables físicas que se presentan en el proceso de corte [23, 39, 82].

Aplicando la definición de Apostel, en este trabajo el *sujeto*  $S$  es el autor de la presente tesis doctoral, el *propósito*  $P$  corresponde a la modelización del desgaste de herramientas, el *modelo*  $M$  es el objetivo de la investigación y el *prototipo*  $T$  en el que se basa la investigación está constituido por ensayos experimentales de desgaste de herramienta y simulaciones numéricas de corte ortogonal. El desgaste se ha producido por corte ortogonal de acero con herramienta plana de carburo de wolframio sin recubrimientos.

La Tribología y la Teoría de corte muestran que existen complejas relaciones de tipo causa-efecto entre el desgaste de la herramienta y las variables que actúan sobre la superficie de contacto, así como entre las condiciones de corte y las variables en el proceso de corte.

Con el objetivo de modelizar el desgaste de cráter es necesario analizar lo que sucede en la superficie de desprendimiento durante el proceso de corte del acero. Para esto es necesario diseñar una estrategia que permita obtener información cuantificable de las causas del desgaste y usar esa información de forma óptima.



### 2.4.1. Análisis del desgaste en la superficie de desprendimiento

Para entender cómo se produce el desgaste de cráter en una herramienta es fundamental observar en términos de variables físicas, qué es lo que sucede en la superficie de desprendimiento durante el proceso de corte y relacionarlo con el desgaste producido.

Existen métodos analíticos y numéricos que permiten estimar la distribución de variables en la interfase de contacto con una precisión aceptable respecto de observaciones experimentales [1, 2, 8, 31]. Una vez estimadas las variables en la interfase de contacto se relaciona esta información con el desgaste experimental mediante modelos matemáticos.

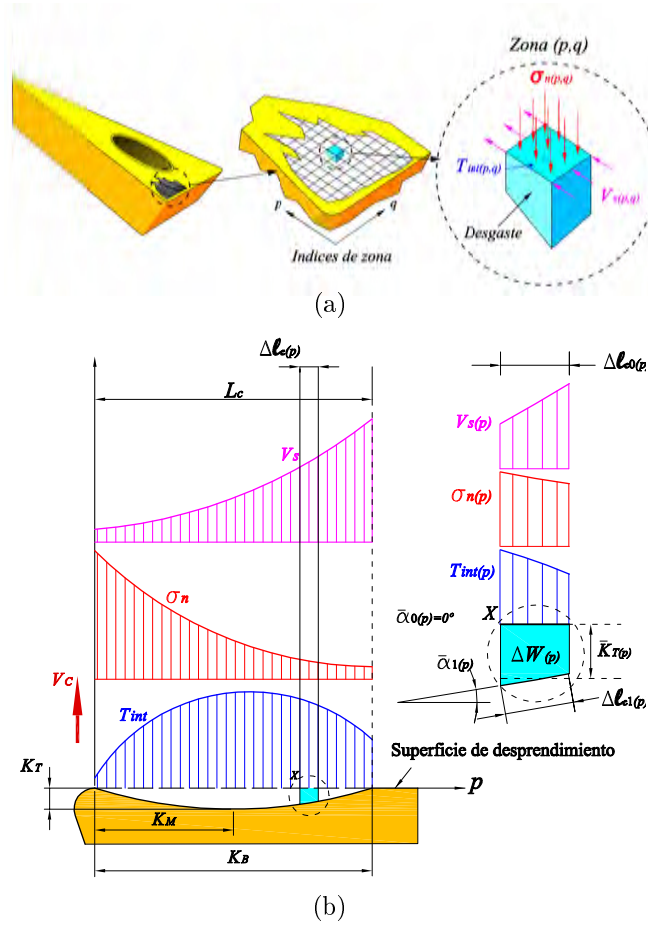
La calibración de los diversos modelos matemáticos de desgaste implica la utilización de valores representativos de las distribuciones de las variables en interfase (valores promedio o máximo de  $T_{int}$ ,  $V_s$ ,  $\sigma_n$ ). Esto se hace en función de predecir desgastes máximos y de esta manera poder estimar la vida de la herramienta.

El procedimiento descrito anteriormente es el usual a la hora de aplicar un modelo de desgaste. Así, se pierde valiosa información en cuanto a la distribución del desgaste y su relación con la distribución de las variables en la interfase de contacto. Para evitar esta pérdida de información, en esta tesis doctoral se propone utilizar una estrategia distinta para el análisis del desgaste y la calibración del modelo: la discretización de la zona desgastada.

#### Discretización de la zona desgastada

La metodología de análisis de desgaste por discretización consiste en dividir la superficie de contacto en zonas más pequeñas y analizar individualmente la evolución del desgaste de cada una de estas zonas (ver Figura 2.8 (a)). Si se analiza el desgaste en base a corte ortogonal, no se considera la distribución de cráter en la dirección « $q$ ». Es decir que el análisis se realiza en dos dimensiones (2D). Por tanto se discretiza solamente la longitud de contacto  $L_c$  en  $n$  segmentos (ver Figura 2.8 (b)). Esta metodología de análisis está diseñada para facilitar el establecimiento de una relación entre las variables que actúan en la superficie de desprendimiento durante el proceso de corte, y los diferentes niveles de desgaste alcanzados.

Para hacer una presentación formal y rigurosa de esta metodología de análisis de desgaste se definen: la zona discreta en la superficie desgastada (Longitud de contacto  $L_c$  en el caso de corte ortogonal) , el estado de desgaste de una superficie, las variables que causan el desgaste y el desgaste de herramienta en base a los parámetros definidos previamente.



**Figura 2.8:** Desgaste de cráter: (a) Discretización de zona desgastada. (b) Distribución típica de las variables de desgaste en corte ortogonal [45, 46].

**Definición 1 (Zona discreta)** Se define a la  $p$ -zona discreta de  $L_c$  como una zona en la interfase de contacto, caracterizada por su longitud de contacto  $\Delta\ell_{c(p)}$ , profundidad media de cráter  $\bar{K}_{T(p)}$  y ángulo de desprendimiento medio  $\bar{\alpha}(p)$ , tal que:

$$L_c = \sum_{p=1}^n \Delta\ell_{c(p)} \quad (2.24)$$

$$\bar{K}_{T(p)} = \frac{1}{\Delta\ell_{c(p)}} \int_{\Delta\ell_{c(p)}} K_T(\ell_c) d\ell_c \quad (2.25)$$

$$\bar{\alpha}(p) = \frac{1}{\Delta\ell_{c(p)}} \int_{\Delta\ell_{c(p)}} \alpha(\ell_c) d\ell_c \quad (2.26)$$

Dónde  $p = 1, 2, \dots, n$  es el índice de zona a lo largo de la longitud de contacto e inicia en la punta de la herramienta (ver Figuras 2.8 (a) y (b)).

Para cada zona discreta, la profundidad de cráter  $\bar{K}_T$  es la relación entre el volumen de material perdido por desgaste y el área inicial de contacto en interfase. Esto está implícito en la Ecuación (2.25).

**Definición 2 (Estado de desgaste)** *El estado de desgaste  $W_{(p)}$  de una  $p$ -zona discreta en la superficie de desprendimiento se define por la magnitud de cada una de las características geométricas de la zona.*

$$W_{(p)} \equiv [\Delta\ell_{c(p)}, \bar{K}_{T(p)}, \bar{\alpha}_{(p)}] \quad (2.27)$$

**Definición 3 (Variables de desgaste)** *Se define como variables causantes del desgaste en la herramienta de corte a la temperatura en la interfase de contacto  $T_{int}$ , la tensión normal a la superficie de la herramienta  $\sigma_n$  y la velocidad relativa de deslizamiento  $V_s$  que actúan sobre una  $p$ -zona discreta.*

$$[\bar{T}_{int(p)}, \bar{\sigma}_{n(p)}, \bar{V}_{s(p)}] = \frac{1}{\Delta\ell_{c(p)}} \int_{\Delta\ell_{c(p)}} [T_{int}(\ell_c), \sigma_n(\ell_c), V_s(\ell_c)] d\ell_c \quad (2.28)$$

En toda la longitud de contacto entre herramienta y viruta las variables de desgaste están presentes con una distribución tal que a cada punto de la interfase le corresponde una determinada combinación de las variables de desgaste.

**Definición 4 (Desgaste)** *El desgaste  $\Delta W_{(p)}$  se define como el cambio en el estado de desgaste de la  $p$ -zona discreta, debido a la acción durante el tiempo  $t$  de las variables de desgaste.*

$$\underbrace{\Delta\ell_{c0(p)}, \bar{K}_{T0(p)}, \bar{\alpha}_{0(p)}}_{W_{0(p)}} \xrightarrow[\Delta W_{(p)}]{t} \underbrace{\Delta\ell_{c(p)}, \bar{K}_{T(p)}, \bar{\alpha}_{(p)}}_{W_{(p)}}$$

En la Figura 2.8 (b) se observa la distribución típica de las variables de desgaste sobre la longitud de contacto con corte ortogonal así como la caracterización del cráter con  $K_T$ ,  $K_M$  y  $K_B$ . También se muestra como el desgaste  $\Delta W_{(p)}$  de una  $p$ -zona discreta, causado por la combinación de las variables de desgaste, modifica sus características:  $\Delta\ell_{c(p)}, \bar{K}_{T(p)}, \bar{\alpha}_{(p)}$ .

De la Definición 4 se concluye que modelizar el desgaste es equivalente a modelizar los cambios en  $\Delta\ell_{c(p)}$ ,  $\bar{K}_{T(p)}$  o  $\bar{\alpha}_{(p)}$ . Es importante notar que existe una dependencia geométrica entre estas tres características, es decir que si una cambia, las otras también se ven afectadas.

Una vez definidos todos los elementos necesarios para analizar desgaste en cada zona  $\Delta\ell_c$  de la interfase de contacto, es necesario encontrar la relación entre todos ellos. Esto implica el desarrollo de una ecuación fundamental en la que intervengan de forma coherente con la realidad, los parámetros definidos anteriormente.

### 2.4.2. Desarrollo de la ecuación fundamental del desgaste

El desgaste, visto como el cambio en las características de cada zona discreta en la interfase de contacto, es el objetivo de esta modelización. La variabilidad de la tasa de desgaste en el tiempo es fundamental en la formulación matemática en este trabajo.

Convencionalmente se usa la profundidad máxima de cráter  $K_{Tm\acute{a}x}$  para evaluar el desgaste y definir la vida de la herramienta en el mecanizado de alta velocidad [45, 46]. Por esta razón  $\bar{K}_T$  es la variable dependiente o de salida en la modelización del desgaste en este trabajo. También se incluye al tiempo  $t$  como variable independiente o de entrada. Estas, añadidas a las variables de desgaste  $T_{int}$ ,  $V_s$  y  $\sigma_n$ ), definidas en la Sección 2.4.1 cierran el conjunto de variables a tomar en cuenta en la modelización. Además se han incluido en la modelización al Calor específico  $C_p$  y la Densidad  $\rho$  del material de la herramienta, a la Energía de activación  $E$  y a la constante de los gases ideales  $R$ . Estos parámetros reflejan la naturaleza térmica y difusiva del desgaste de cráter.

Una vez definidos las constantes y variables involucradas en el proceso de desgaste se procede a investigar de qué manera están relacionadas. El objetivo entonces es una expresión matemática coherente, en la que intervengan estos parámetros. Para esto se utiliza Análisis Dimensional, basado en el Teorema- $\pi$  de Vaschy-Buckingham [85, 86].

**Teorema 2.4.1 (Vaschy-Buckingham)** *Sea  $Q = \{q_j\}$   $j = 1, \dots, n$  un conjunto de parámetros físicos definidos en términos de « $k$ » dimensiones independientes, y  $f(Q) = 0$  una expresión con un significado físico coherente, entonces existe un conjunto  $\Pi$  de  $(n - k)$  variables adimensionales (Ecuación (2.29))*

$$\Pi = \left\{ \pi_i; \ i = 1, \dots, (n - k) \mid \pi_i = \prod_{j=1}^n (q_j)^{\lambda_{i,j}} \right\} \quad (2.29)$$

y una función  $\phi$  equivalente a  $f$  tal que  $\phi(\Pi) = 0$ .

La demostración del Teorema 2.4.1 se encuentra en literatura especializada. No es relevante en este trabajo. [85–87]. Para la aplicación del Teorema 2.4.1 en la modelización del desgaste, se plantea la Hipótesis 2.4.1.

**Hipótesis 2.4.1 (Modelo  $\mathcal{R}_\pi$ )** *Con el objeto de explicar el fenómeno del desgaste de cráter, se propone la existencia de una función  $f$  tal que:*

$$f(\rho, C_p, R, E, V_s, \sigma_n, T_{int}, \bar{K}_T, t) = 0 \quad (2.30)$$

*En donde  $\rho$  es la densidad y  $C_p$  el calor específico del material de la herramienta.  $R$  es la constante de gases ideales,  $E$  es la energía de activación a difusión del material de la herramienta.  $V_s$ ,  $\sigma_n$  y  $T_{int}$  son las variables de desgaste.  $\bar{K}_T$  es la profundidad media de cráter en la zona desgastada y  $t$  es el tiempo que actúan las variables de desgaste sobre la zona desgastada.*

#### Aplicación del Teorema 2.4.1

Se tienen  $n = 9$  parámetros físicos que intervienen en el desgaste (Ecuación (2.30)). Las dimensiones físicas involucradas en la modelización son: Longitud (L), Masa (M), Tiempo (T) y Temperatura ( $\Theta$ ). La dimensión «Cantidad de Sustancia ( $N$ )» no se toma en cuenta en esta modelización porque las constantes  $E$  y  $R$  están por convención siempre referenciadas a una cantidad de sustancia unitaria:  $m_1 = 1 [mol]$ . Así, el número de dimensiones es  $k = 4$ . Aplicando el Teorema 2.4.1 con la Hipótesis 2.4.1 se tienen  $n - k = 9 - 4 = 5$  variables adimensionales  $\pi_i$  relacionadas mediante una función  $\phi_1$  (Ecuación (2.31)) equivalente a la función  $f$  de la Ecuación (2.30).

$$\phi_1(\pi_i) = 0 \quad \text{con } i = 1, 2, \dots, 5 \quad (2.31)$$

Del Teorema 2.4.1, para definir el conjunto  $\Pi$  es necesario hallar el conjunto de potencias  $\{\lambda_{i,j}\}$ . La variable  $\pi_i$  se define como el producto de todos los parámetros físicos  $q_j$  presentados en la Hipótesis 2.4.1, elevados a la potencia  $\lambda_{i,j}$ , así, se genera la Ecuación (2.32).

$$\pi_i = (\rho)^{\lambda_{i,1}} \cdot (C_p)^{\lambda_{i,2}} \cdot (R)^{\lambda_{i,3}} \cdot (E)^{\lambda_{i,4}} \cdot (V_s)^{\lambda_{i,5}} \cdot (\sigma_n)^{\lambda_{i,6}} \cdot (T_{int})^{\lambda_{i,7}} \cdot (\bar{K}_T)^{\lambda_{i,8}} \cdot (t)^{\lambda_{i,9}} \quad (2.32)$$

La Ecuación (2.32) debe ser dimensionalmente coherente es decir que sus dimensiones a uno y otro lado de la igualdad deben coincidir. La variable  $\pi_i$  es adimensional ( $[\pi_i] = 1$ ). De

**Tabla 2.6:** Dimensiones de los parámetros físicos involucrados en la modelización de desgaste.

$[\rho]$	$[C_p]$	$[R]$	$[E]$	$[V_s]$	$[\sigma_n]$	$[T_{int}]$	$[\bar{K}_T]$	$[t]$
$L^{-3}M$	$L^2T^{-2}\Theta^{-1}$	$L^2MT^{-2}\Theta^{-1}N^{-1}$	$L^2MT^{-2}N^{-1}$	$LT^{-1}$	$L^{-1}MT^{-2}$	$\Theta$	$L$	$T$

esta manera se obtiene la Ecuación (2.33), que en conjunto con la información de la Tabla 2.6, conduce al sistema de ecuaciones lineales (2.34).

$$[\pi_i] = [\rho]^{\lambda_{i,1}} [C_p]^{\lambda_{i,2}} [R]^{\lambda_{i,3}} [E]^{\lambda_{i,4}} [V_s]^{\lambda_{i,5}} [\sigma_n]^{\lambda_{i,6}} [T_{int}]^{\lambda_{i,7}} [\bar{K}_T]^{\lambda_{i,8}} [t]^{\lambda_{i,9}} \quad (2.33)$$

$$\begin{bmatrix} -3 & 2 & 2 & 2 & 1 & -1 & 0 & 1 & 0 \\ 1 & 0 & 1 & 1 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -2 & -2 & -2 & -1 & -2 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & -1 & -1 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \lambda_{i,1} \\ \lambda_{i,2} \\ \vdots \\ \lambda_{i,9} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (2.34)$$

El sistema (2.35) es la solución de (2.34) y condiciona a los elementos de  $\{\lambda_{i,j}\}$ . Esta premisa permite el estudio y selección de las variables adimensionales  $\pi_i$  ideales en la modelización del desgaste.

$$\left. \begin{aligned} \lambda_{i,1} &= \frac{1}{3}\lambda_{i,8} - \lambda_{i,6} + \frac{1}{3}\lambda_{i,9} \\ \lambda_{i,2} &= \frac{1}{3}\lambda_{i,8} - \lambda_{i,6} - \frac{1}{2}\lambda_{i,5} + \frac{5}{6}\lambda_{i,9} \\ \lambda_{i,3} &= \frac{1}{2}\lambda_{i,5} + \lambda_{i,6} + \lambda_{i,7} - \frac{1}{3}\lambda_{i,8} - \frac{5}{6}\lambda_{i,9} \\ \lambda_{i,4} &= \frac{1}{2}\lambda_{i,9} - \lambda_{i,6} - \lambda_{i,7} - \frac{1}{2}\lambda_{i,5} \\ \lambda_{i,5}, \lambda_{i,6}, \lambda_{i,7}, \lambda_{i,8}, \lambda_{i,9} \end{aligned} \right\} \quad (2.35)$$

Se recuerda que el subíndice  $i$  corresponde a la  $i$ -ésima variable adimensional  $\pi_i$  en tanto que el subíndice  $j$  corresponde a la  $j$ -ésimo parámetro físico propuesto en la Hipótesis 2.4.1.

## Morfología de las variables adimensionales $\{\pi_i\}$

Con el objetivo de estudiar las variables adimensionales  $\pi_i$  para modelizar el desgaste, es conveniente definir su estructura interna. La morfología básica de  $\pi_i$  viene dada por la Ecuación (2.32).

Esta estructura puede ser reformulada como el subproducto de tres grupos de parámetros físicos: Constantes del material  $\Pi_{\mathbb{C}}$ , Variables de desgaste o de proceso  $\Pi_{\mathbb{W}}$  y Variables de Entrada-Salida del modelo  $\Pi_{\mathbb{O}}$ , ver Ecuaciones (2.36) y (2.37).

$$\pi_i = \underbrace{[(\rho)^{\lambda_{i,1}}(C_p)^{\lambda_{i,2}}(R)^{\lambda_{i,3}}(E)^{\lambda_{i,4}}]}_{\text{Constantes del material}} \cdot \underbrace{[(V_s)^{\lambda_{i,5}}(\sigma_n)^{\lambda_{i,6}}(T_{int})^{\lambda_{i,7}}]}_{\text{Variables del desgaste}} \cdot \underbrace{[(\bar{K}_T)^{\lambda_{i,8}}(t)^{\lambda_{i,9}}]}_{\text{Entrada-Salida}} \quad (2.36)$$

$$\pi_i = [\Pi_{\mathbb{C}}]_i \cdot [\Pi_{\mathbb{W}}]_i \cdot [\Pi_{\mathbb{O}}]_i \quad (2.37)$$

Este planteamiento sobre la morfología de las variables adimensionales  $\pi_i$  permite su clasificación por familias o grupos de variables, dependiendo de los parámetros que conformen su estructura interna y al valor de su correspondiente potencia  $\lambda_{i,j}$ .

La clasificación se hace en función de las variables presentes en  $\Pi_{\mathbb{W}}$  y  $\Pi_{\mathbb{O}}$ . Este criterio de clasificación de  $\pi_i$  sirve para establecer la influencia de  $\Pi_{\mathbb{W}}$  sobre  $\Pi_{\mathbb{O}}$ , de tal forma que  $\Pi_{\mathbb{C}}$  puede verse como un «puente» que hace coherente la relación entre las variables de desgaste y las variables de entrada y salida del modelo.

## Enfoque de la modelización del desgaste

Es importante remarcar que  $\Pi_{\mathbb{O}}$ ,  $\Pi_{\mathbb{W}}$  y  $\Pi_{\mathbb{C}}$  pueden ser modificados dependiendo del enfoque bajo el cual el modelo de desgaste va a ser desarrollado. Por ejemplo, la Ecuación (2.36) muestra a  $\Pi_{\mathbb{W}}$  como el producto de  $T_{int}$ ,  $\sigma_n$  y  $V_s$ . Esto permite modelizar el desgaste en función de la influencia ponderada de cada una de las variables.

El peso que ejerce cada variable de desgaste viene dado por las potencias  $\{\lambda_{i,5}; \lambda_{i,6}; \lambda_{i,7}\}$ . Este es el enfoque más directo para la modelización de desgaste y es el que se va a utilizar en esta tesis doctoral.

### 2.4.3. Ecuación fundamental del desgaste

Para la modelización del desgaste de herramientas de corte en esta tesis doctoral se ha planteado la Hipótesis 2.4.1. Sobre esta Hipótesis se aplicó el Teorema 2.4.1 (Vaschy-Buckingham). De esta manera se establecieron las posibles relaciones entre los diversos parámetros físicos que intervienen en el proceso de desgaste (ver Ecuación (2.30)).

Para la racional utilización de las variables adimensionales  $\{\pi_i\}$  se ha explicado su morfología y su nomenclatura. Ahora se deduce la Ecuación diferencial que permite la modelización del desgaste de herramientas según la Hipótesis 2.4.1. Para esto se parte de la Ecuación (2.31). Así, se expresa a  $\pi_1$  como una función de las demás variables adimensionales (Ecuación (2.38)).

$$\pi_1 = \phi_2(\pi_2, \pi_3, \pi_4, \pi_5) \quad (2.38)$$

En donde  $\phi_2$  es una función adimensional cuya estructura aún no ha sido definida. Tomando en cuenta la morfología de la primera variable adimensional  $\pi_1 = [\Pi_C \cdot \Pi_W \cdot \Pi_O]_1$  y teniendo que  $\Pi_{O_1} = (\bar{K}_T)^{\lambda_{1,8}} \cdot (t)^{\lambda_{1,9}}$ , se puede escribir

$$(\bar{K}_T)^{\lambda_{1,8}} = \frac{1}{\Pi_{C_1} \cdot \Pi_{W_1} \cdot (t)^{\lambda_{1,9}}} \cdot \phi_2(\pi_2, \pi_3, \pi_4, \pi_5) \quad (2.39)$$

Derivando la Ecuación (2.39) con respecto del tiempo y despejando  $\frac{\partial \bar{K}_T}{\partial t}$ , se obtiene la Ecuación (2.40). Esta ecuación define la tasa de desgaste en su forma más básica, y es la ecuación fundamental en la modelización de la evolución del desgaste en esta tesis doctoral.

$$\boxed{\frac{\partial \bar{K}_T}{\partial t} = \frac{1}{\lambda_{1,8}} \cdot \frac{\bar{K}_T}{\pi_1} \cdot \left\{ \frac{\partial \phi_2(\pi_{2,...,5})}{\partial t} - \phi_2(\pi_{2,...,5}) \cdot \frac{\partial}{\partial t} [\ln(\Pi_{C_1} \cdot \Pi_{W_1} \cdot t^{\lambda_{1,9}})] \right\}} \quad (2.40)$$

La Ecuación (2.40) toma en cuenta el cambio en el tiempo de las variables adimensionales  $\pi_i$  y de esta manera, implícitamente el de todos los parámetros que intervienen en el modelo.

Es notorio que la estructura del modelo depende fuertemente de la morfología de las variables  $\pi_i$ . El segundo factor determinante en el modelo es la función adimensional  $\phi_2(\pi_{2,...,5})$ .



La función  $\phi_2$  modeliza la influencia que tienen las variables  $\pi_2, \pi_3, \pi_4$  y  $\pi_5$  en la evolución del desgaste. La formulación final del modelo de desgaste depende de como se defina  $\phi_2(\pi_{2,\dots,5})$ . La variación de  $\phi_2$  con el tiempo se describe con la Ecuación (2.41).

$$\frac{\partial \phi_2(\pi_{2,\dots,5})}{\partial t} = \sum_{i=2}^5 \frac{\partial \phi_2}{\partial \pi_i} \frac{\partial \pi_i}{\partial t} \quad (2.41)$$

Por definición (Ecuación (2.32)), las variables  $\pi_i$  contienen  $(\bar{K}_T)^{\lambda_{i,8}}$  para  $i = 2, \dots, 5$ . Partiendo de este principio, se expresa la variación de  $\pi_i$  en el tiempo con la Ecuación (2.42).

$$\frac{\partial \pi_i}{\partial t} = (\bar{K}_T)^{\lambda_{i,8}} \cdot (t)^{\lambda_{i,9}} \cdot \left[ \frac{\partial}{\partial t} (\Pi_{\mathbb{C}_i} \Pi_{\mathbb{W}_i}) + \Pi_{\mathbb{C}_i} \Pi_{\mathbb{W}_i} \left( \frac{\lambda_{i,8}}{\bar{K}_T} \frac{\partial \bar{K}_T}{\partial t} + \frac{\lambda_{i,9}}{t} \right) \right] \quad (2.42)$$

Reemplazando la Ecuación (2.42) en la Ecuación 2.41 se obtiene la Ecuación (2.43).

$$\frac{\partial \phi_2(\pi_{2,\dots,5})}{\partial t} = \sum_{i=2}^5 \left\{ \frac{\partial \phi_2}{\partial \pi_i} \cdot \left[ \Pi_{\mathbb{O}_i} \cdot \frac{\partial}{\partial t} (\Pi_{\mathbb{C}_i} \Pi_{\mathbb{W}_i}) + \pi_i \cdot \frac{\partial}{\partial t} (\ln \Pi_{\mathbb{O}_i}) \right] \right\} \quad (2.43)$$

La presencia de la tasa de desgaste en la Ecuación (2.43) lleva a una incongruencia. Por lo tanto se condiciona la aplicación de la Ecuación (2.40) a que  $\lambda_{i,8} = 0$  para  $i = 2, \dots, 5$ . Así se concluye que las variables  $\pi_i$  con  $i = 2, \dots, 5$  no pueden depender del parámetro  $\bar{K}_T$ . Mas adelante, en la aplicación de esta metodología, se verá que esta condición matemática se sustenta físicamente en la modelización.

También se hace notar que *al menos una* de las variables  $\pi_i$  que intervengan en  $\phi_2$  deberá depender del tiempo. De no ser así, se tiene que  $\frac{\partial \phi_2}{\partial t} = 0$  y toda la estructura del modelo recae en la variable  $\pi_1$ .

De esta manera es posible aproximarse a la estructura de la función adimensional  $\phi_2(\pi_{2,\dots,5})$  y del conjunto de variables adimensionales  $\pi_i$  con  $i = 2, \dots, 5$ . Claramente esto no es suficiente. Se necesita plantear hipótesis fundamentadas en la naturaleza del desgaste y su evolución en el tiempo, que puedan representarse mediante  $\phi_2(\pi_{2,\dots,5})$  y las variables  $\pi_i$  con  $i = 2, \dots, 5$ . Teniendo en cuenta la complejidad del fenómeno del desgaste, el establecimiento de esta relación representa un reto importante para concretar la modelización.

#### 2.4.4. Conclusión

En este capítulo se ha hecho una exposición de los criterios tradicionales para la modelización del desgaste, destacando la importancia de considerar la variabilidad de la tasa de desgaste. Se ha llevado a cabo una revisión cronológica de varios de los modelos más importantes de desgaste. Se observa que es muy usual la modelización del desgaste considerando la tasa de desgaste independiente del tiempo. Es frecuente también la utilización de la Ecuación de Arrhenius en las ecuaciones características de desgaste. Por este motivo se hizo un análisis de sensibilidad de esta ecuación a los cambios en la temperatura de la interfase. Se muestra que la sensibilidad de la Ecuación de Arrhenius depende del coeficiente que multiplica a la exponencial de la temperatura.

Como ejemplo de aplicación de un modelo basado en la Ecuación de Arrhenius, con tasa de desgaste independiente del tiempo, se utilizó el modelo de desgaste de Filice et al. Se tomó como coeficiente un polinomio de grado 1 y de grado 3. El modelo fue aplicado al desgaste de cráter en herramienta de carburo plana y sin recubrimiento para corte ortogonal de acero AISI 1018. La aplicación del modelo se hizo considerando temperatura de interfase variable con el desgaste para una velocidad de corte.

También se aplicó el modelo de desgaste considerando temperatura de interfase constante para diferentes velocidades de corte. Las tendencias descritas por el modelo de Filice et al. tanto con temperatura de interfase constante como variable, son lineales. Esto se debe a la baja variabilidad de la temperatura de interfase conforme evoluciona el cráter. El error en la predicción del desgaste en el tiempo aumenta. Se puede afirmar que los modelos que asumen tasa de desgaste constante en el tiempo no predicen coherentemente las tendencias experimentales de desgaste.

Se ha desarrollado una metodología de análisis de desgaste por discretización. Esta metodología ha sido diseñada con el objeto de establecer una relación causal entre las variables de desgaste  $T_{int}$ ,  $V_s$  y  $\sigma_n$ , y los diversos niveles de desgaste en la superficie de desprendimiento (Sección 2.4.1). También se ha desarrollado la Ecuación (2.40) fundamental en la modelización del desgaste de herramientas de corte en esta tesis doctoral. Para aplicar la metodología de análisis de desgaste y poder concretar la modelización del desgaste en base a la Ecuación (2.40) se necesitan los valores que alcanzan las variables de desgaste en el mecanizado a distintas condiciones de corte. Para esto se usan simulaciones numéricas de corte con el código comercial DEFORM<sup>TM</sup>- 2D/3D Ver 11.0. El procedimiento de simulación numérica y la obtención de información válida para la modelización del desgaste se explica en el Capítulo 3 de esta tesis doctoral.





# Modelización numérica del corte ortogonal

---

## 3.1. Introducción

En este capítulo se aborda la simulación del corte ortogonal de acero al carbono con herramienta plana de carburo sin recubrimientos y sin uso de lubricantes. El objetivo es obtener las distribuciones de las variables de desgaste  $T_{int}$ ,  $V_s$  y  $\sigma_n$  en la interfase de contacto durante el proceso de corte en seco. Estos resultados serán utilizados más adelante para la aplicación de la metodología para análisis de desgaste desarrollada en el Capítulo 2 y la Ecuación (2.40).

La modelización numérica en el corte de metales es útil en tanto que permite estimar variables cuya observación experimental es sumamente difícil. Así, también reduce el coste y tiempo de ensayos experimentales para diseño de máquinas, procesos y herramientas de corte.

La utilización del Método de los Elementos Finitos (MEF) en el estudio del mecanizado se ha difundido desde la década de 1970, incrementándose a la par que se disponía de ordenadores cada vez más potentes. En la actualidad el MEF es una herramienta muy utilizada en esta área como apoyo en el desarrollo y validación de modelos empíricos y mecanísticos<sup>1</sup>.

Todo modelo numérico debe ser validado correctamente para que los resultados obtenidos sean fiables. Un modelo numérico válido es aquel cuyos resultados se ajustan a las tendencias observadas experimentalmente. La validación también se hace comparando los resultados numéricos con resultados de modelos analíticos previamente validados.

---

<sup>1</sup>Un *modelo empírico* predice el comportamiento de un sistema complejo en base a la experiencia (datos estadísticos), en tanto que un *modelo mecanístico* explica el comportamiento de dicho sistema en base al funcionamiento de cada elemento del sistema y su mutua interacción [88].

En los modelos numéricos de corte los factores que más influyen en los resultados son el comportamiento termomecánico de los materiales y el modelo de fricción entre pieza y herramienta. Es importante realizar una caracterización mecánica del material en condiciones similares al corte. La fiabilidad de los resultados numéricos se asume en tanto que estos resultados reproducen las tendencias analíticas y experimentales de referencia. De esta manera se asegura que los resultados obtenidos por el MEF tengan coherencia con la realidad.

Para la validación de los modelos en este trabajo se ha tomado como referencia datos experimentales de corte ortogonal y modelos analíticos publicados en literatura especializada. Los materiales usados para la validación son acero de medio carbono (AISI 1045) como material de la pieza y carburo de wolframio sin recubrimiento como material de la herramienta.

Las simulaciones numéricas reproducen las condiciones de corte de los ensayos experimentales de referencia. La validación se basa en la medida de fuerzas de corte, longitud de contacto y temperaturas de herramienta. Todos estos aspectos son importantes para la posterior simulación del desgaste de herramientas.

## **3.2. El Método de los Elementos Finitos (MEF): Una visión general**

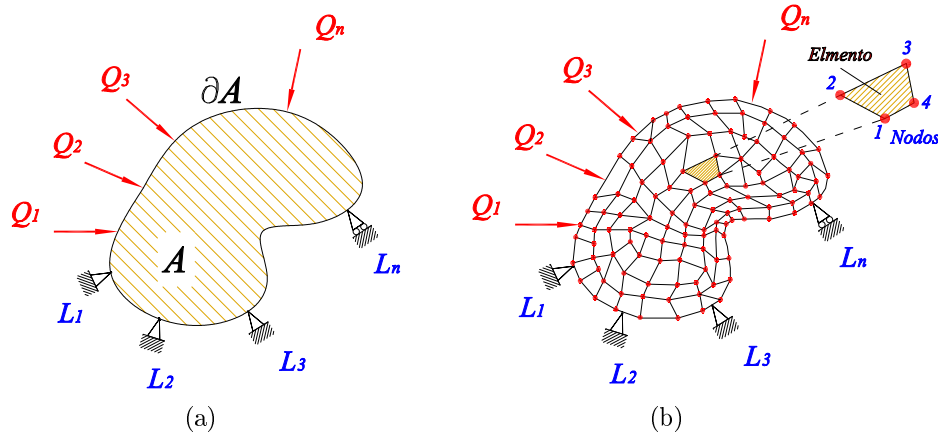
El Método de los Elementos Finitos (MEF) es una herramienta para solucionar problemas de ciencias aplicadas e ingeniería. La filosofía del MEF consiste en la discretización de un problema «grande» en problemas más «pequeños» y manejables que interactúan entre sí. Esto se visualiza mejor al tener un sistema continuo cuyo comportamiento se rige por un sistema de ecuaciones diferenciales. Al ser discretizado este sistema en elementos finitos, el sistema de ecuaciones diferenciales se transforma en un sistema de ecuaciones algebraicas, que pueden o no ser lineales [89].

En 1943 Courant propone la utilización de polinomios para la aproximación de soluciones a problemas elásticos sobre subdominios triangulares [90]. Sin embargo el MEF tal y como se conoce en la actualidad fue planteado por Turner et al. en 1956 para el cálculo de estructuras aeronáuticas [91]. Aunque originalmente el MEF se planteó para resolver problemas estructurales, en la actualidad se ha demostrado que es aplicable a cualquier problema de campos [92].

Para afrontar el análisis de un sistema mediante el MEF primero se define un dominio y sus condiciones de iniciales y de contorno. El dominio es la geometría en la que se va a analizar el sistema en cuestión. Las condiciones de contorno son las variables conocidas que condicionan el comportamiento del sistema (cargas, desplazamientos, temperaturas, etc.), ver Figura 3.1. Se tiene entonces que el sistema responde a la acción de las condiciones de contorno. Esta respuesta comprende las incógnitas del problema.

En el MEF la discretización o mallado de un dominio  $(n)$ -dimensional se realiza usando objetos  $(n - 1)$ -dimensionales. Así por ejemplo, en un problema de corte ortogonal (2D), el mallado se hace con líneas (1D) (ver Figura 3.1).

Los elementos generados por el proceso de mallado del dominio, se definen por un número finito de puntos llamados *nodos*. Cada *nodo* tiene un número de grados de libertad que es el número de incógnitas que determinan su estado (posición, temperatura, etc.). Los elementos están conectados entre si a través de los nodos. La interacción entre elementos se da mediante ecuaciones algebraicas cuyas variables son las incógnitas del problema. Estas incógnitas se calculan precisamente para cada nodo. Para el cálculo de las incógnitas del problema en puntos que no sean nodos se interpola en base a funciones llamadas *de forma*.



**Figura 3.1:** (a) Condiciones de contorno y (b) Malla en el Método de los Elementos Finitos (MEF).

La modelización con elementos finitos en el mecanizado se ha utilizado en la predicción del desgaste y fracturas en herramienta y pieza de trabajo [93]. Este es un mérito teniendo en cuenta la dificultad que presentan este tipo de predicciones. Sin embargo, debe siempre considerarse que el MEF es un método aproximado y que los resultados dependerán del criterio

con el que se lleve a cabo la modelización y el análisis de resultados. A este respecto, Umbrello et al. [94] y Ducobu et al. [95] señalan puntos a tomar en cuenta tal como la dificultad de predecir correctamente gradientes de temperatura, desgaste en formas complejas o el alto coste computacional implicado.

El MEF ha demostrado ser una herramienta capaz de disminuir el número de ensayos experimentales en la validación de modelos en muchas áreas de la ciencia y la ingeniería. Actualmente se cuenta con muchos códigos comerciales basados en el MEF, que permiten la simulación de fenómenos complejos. El código comercial seleccionado para llevar a cabo las simulaciones numéricas de corte en esta tesis es el DEFORM<sup>TM</sup>- 2D/3D Ver 11.0. Para esta selección se ha considerado la versatilidad, las facilidades para simulación y los buenos resultados publicados en la literatura especializada [43, 59, 60, 63, 66, 96–99].

### 3.3. Descripción del Software de Simulación

El código comercial de simulación DEFORM<sup>TM</sup>- 2D/3D Ver 11.0 es un simulador desarrollado por «*Scientific Forming Technologies Corporation (SFTC)*», basado en el Método de los Elementos Finitos. Es un código de formulación lagrangiana con remallado automático bajo criterios de deformación. Este programa está enfocado a procesos de conformado de metales y tratamientos térmicos («**DEFORM: Design Enviroment for FORMing**»). Las simulaciones pueden hacerse con el método de integración implícita (Newton–Rapson) y directa o explícita.

La plantilla general del DEFORM<sup>TM</sup>- 2D/3D Ver 11.0 está compuesta por tres bloques:

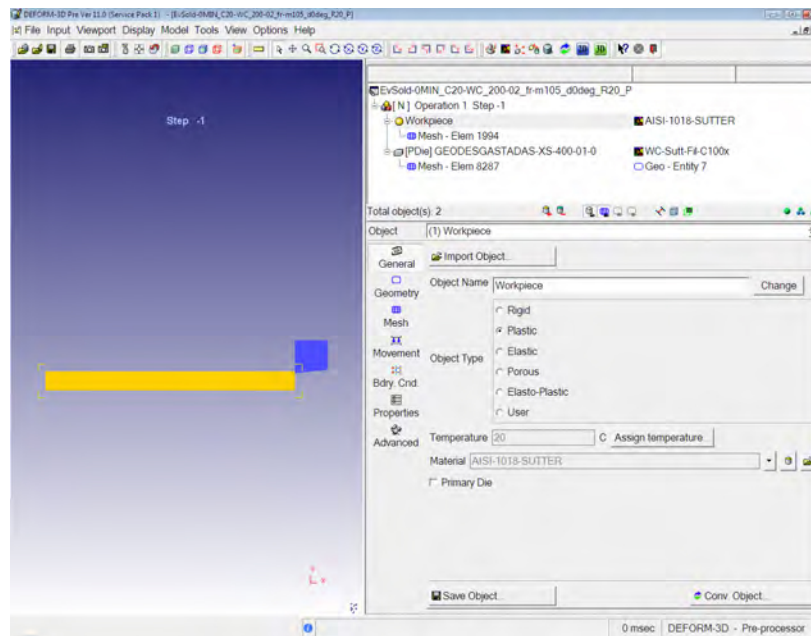
- *Pre-Procesador*
- *Simulador*
- *Post-Procesador*

**Pre-Procesador:** El Pre-Procesador (Figura 3.2) es donde se inicia la modelización. Es una amigable interfaz gráfica en donde establecen los parámetros requeridos para iniciar la simulación. Se compone a su vez por:



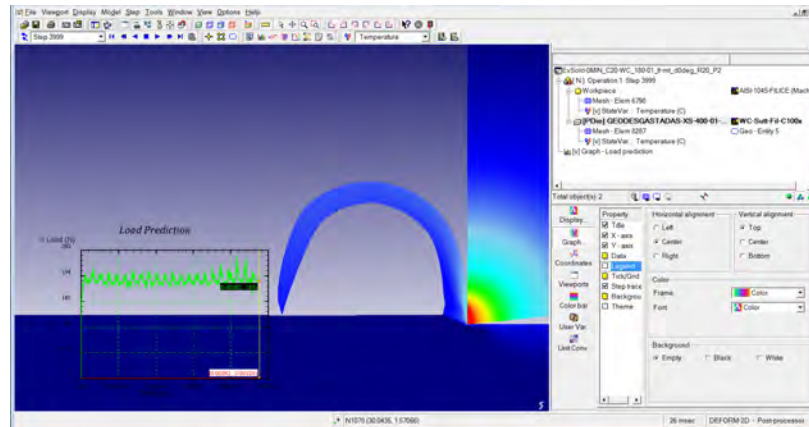
- *Descripción de objetos*: geometrías, materiales, mallado, movimiento, etc.
- *Material*: Comportamiento del material en pieza y herramienta.
- *Condiciones de contorno*: Transferencia de calor al ambiente y Restricciones de Movimiento.
- *Controles de simulación*: Incremento discreto de tiempo en la simulación, Estado transitorio o estacionario, límite máximo de interferencia entre objetos, longitud o tiempo total de corte, etc.
- *Interacción entre Objetos*: Fricción, Transferencia de Calor, Contacto nodal.

**Simulador:** El simulador es el motor de cálculo del software. Es posible visualizar las simulaciones en curso mediante la interfaz: «Simulation Graphics».

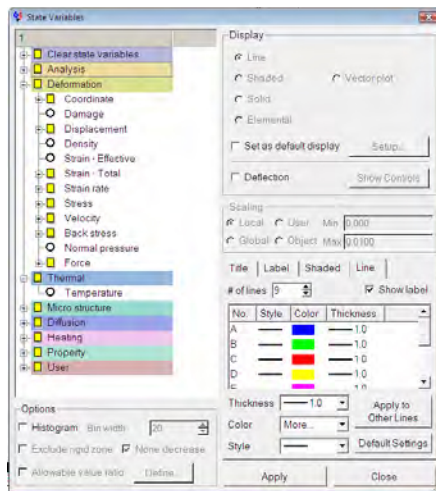


**Figura 3.2:** DEFORM<sup>TM</sup>- 2D/3D Ver 11.0: Pre-Procesador.

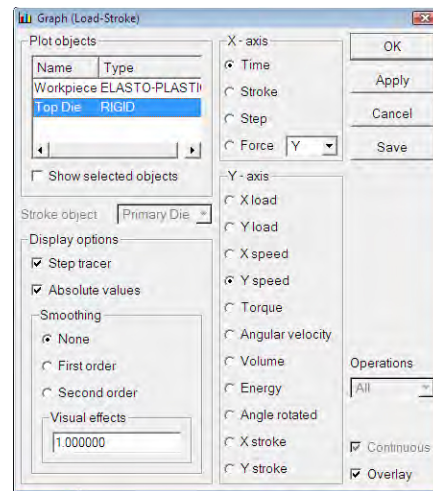
**Post-Procesador:** En esta interfaz gráfica se puede observar y exportar los resultados de la simulación para su análisis (Figura 3.3). Entre los resultados que se pueden observar se tiene la temperatura en pieza y herramienta, las fuerzas de corte, los valores de deformación y tensiones en pieza y herramienta, velocidad y flujo de material, etc. Los resultados de las simulaciones se visualizan como gráficas en pantalla o se pueden exportar como datos numéricos para su análisis en hojas de cálculo.



(a)



(b)



(c)

**Figura 3.3:** DEFORM™- 2D/3D Ver 11.0: Post-Procesador: (a) Pantalla principal; (b) Variables de estado a visualizar en cada paso de simulación; (c) Evolución de variables en el tiempo.

**Plantilla de Mecanizado:** El código DEFORM<sup>TM</sup>- 2D/3D Ver 11.0, tiene también una Plantilla de Mecanizado o «*Machining Template*». Esta herramienta puede ser utilizada en lugar del *Pre-Procesador* para corte ortogonal, acelerando el proceso de ingreso de los datos iniciales para la simulación. Una vez generado el archivo de datos con la Plantilla de Mecanizado, este archivo de datos puede ser modificado con el Pre-Procesador para modificar parámetros específicos de simulación.

### 3.4. Simulación numérica de corte ortogonal

En esta Sección se describe el procedimiento seguido en las simulaciones numéricas de corte ortogonal. El objetivo es que la información que se extraiga de las simulaciones sea fiable y tenga concordancia con lo observado experimentalmente. Para esto se debe tener en cuenta los siguientes puntos:

- Comportamiento termo-mecánico de los materiales.
- Fricción en la interfase de contacto entre la herramienta y la pieza.
- Simulación del estado térmico estacionario en la interfase de contacto.

La selección de los modelos de comportamiento del material y de fricción en interfase implica una revisión de la literatura especializada en simulación de corte de metales. De todas las alternativas sugeridas por los investigadores, se seleccionan los modelos de material más adecuados para la combinación de materiales: herramienta de Carburo sin recubrimiento y pieza de Acero al carbono (AISI 1018-AISI 1045).

Una vez seleccionado el modelo del material se debe establecer un modelo óptimo de fricción. El modelo de fricción más adecuado se selecciona en base a un análisis de sensibilidad de fuerzas, longitudes de contacto y temperaturas ante diferentes factores de fricción. La validación de los modelos numéricos se basa en criterios térmicos y mecánicos tomando como referencia valores experimentales de la literatura. Con los modelos y todos los parámetros de simulación definidos se presentan los resultados de tensión, velocidad y temperatura válidos para simular la evolución del desgaste.

### 3.4.1. Comportamiento termo-mecánico de los materiales

Los resultados de la investigación en modelización del corte de metales, revelan que el modelo de flujo de tensiones afecta fuertemente no solo la morfología de la viruta sino también la predicción de fuerzas y temperaturas [100]. Por esta razón una de las preocupaciones más importantes en este campo es cómo simular correctamente el comportamiento de los materiales durante el proceso de corte. El desarrollo de ecuaciones analíticas y empíricas que describen el flujo de tensiones ha sido un esfuerzo permanente en la investigación de materiales [101]. Como resultado de esto, existen varios modelos matemáticos que se han usado para describir el comportamiento de un material sometido a deformación, entre ellos se tiene el modelo de Johnson-Cook [102], Khan-Huang [103], Khan-Huang-Liang [104], Khan-Liang-Farrokh [105], Molinari-Ravichandran [106], etc.

En la simulación de corte de metales el modelo Johnson-Cook (Eq.(3.1)) es extensamente utilizado para análisis de flujo de tensiones. Este modelo describe muy bien el comportamiento de materiales sensibles a la temperatura y la velocidad de deformación. Además, el modelo de Johnson-Cook se implementa fácilmente en códigos numéricos y las referencias en la literatura especializada son muy positivas [59, 100, 107, 108]. Por todo esto se ha seleccionado el modelo de Johnson-Cook para las simulaciones de corte en este trabajo de investigación. Los parámetros del modelo para el acero AISI 1045 obtenidos de [109], se muestran en la Tabla 3.1.

$$\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) = (\sigma_0 + B\varepsilon^n) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right) \left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r}\right)^m\right] \quad (3.1)$$

**Tabla 3.1:** Parámetros del modelo de Johnson-Cook para acero AISI 1045 [109].

	$\sigma_0$ [MPa]	$B$ [MPa]	$n$	$C$	$m$	$\dot{\varepsilon}_0$ [s <sup>-1</sup> ]	$T_r$ [K]	$T_m$ [K]
AISI 1045	553.1	600.8	0.234	0.0134	1	1	293	1733

Donde  $\sigma$  es la tensión efectiva (de Von Mises);  $\varepsilon$  es la deformación plástica equivalente;  $\dot{\varepsilon}$  es la velocidad de deformación equivalente;  $T$  es la temperatura del material;  $\sigma_0$  es la tensión de fluencia del material (límite elástico) a temperatura ambiente y a una velocidad de deformación referencial  $\dot{\varepsilon}_0$ ;  $B$  es el factor o módulo de endurecimiento por deformación;  $n$  es el coeficiente de endurecimiento por deformación;  $C$  es el coeficiente de sensibilidad a la velocidad de deformación;  $T_m$  es la temperatura de fusión del material;  $T_r$  es la temperatura ambiente y  $m$  es el coeficiente de sensibilidad a la temperatura (ablandamiento

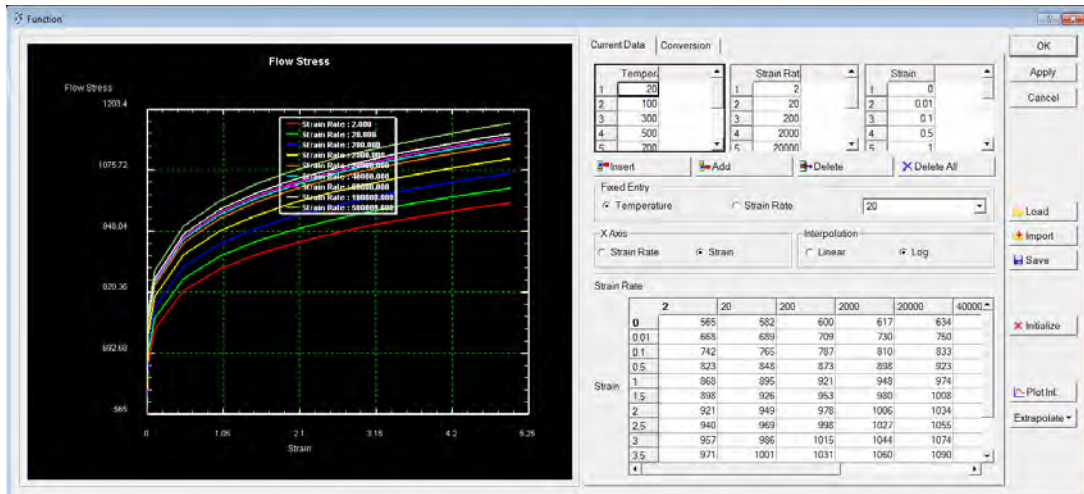
**Tabla 3.2:** Propiedades del Carburo de Wolframio (WC) y acero AISI 1045 referenciales para las simulaciones numéricas [110].

PROPIEDADES	WC	AISI 1045
Conductividad térmica $k$ [W/mK]	46	47.7
Calor específico $C_p$ [J/kgK]	203	432.6
Expansión térmica $\alpha_{\Delta T}$ [ $\mu\text{m/mK}$ ]	4.7	11
Densidad $\rho$ [ $\text{kg/m}^3$ ]	15000	7800
Coefficiente de Poisson $\nu$ [—]	0.2	0.3
Módulo de Young $E$ [GPa]	800	200

térmico) [55, 102, 109].

Por otra parte en este trabajo se ha considerado herramienta de corte rígida. Es decir que el material no sufre deformaciones. De esta manera se evita que las variables de desgaste se vean influenciadas por posibles deformaciones en la geometría de corte producidas en la simulación. Las propiedades de los materiales de pieza y herramienta obtenidas de [110], se muestran en la Tabla 3.2.

Con los valores de la Tabla 3.1 se obtienen las curvas que describen el comportamiento bajo deformación del acero AISI 1045. En la Figura 3.4 se observan las curvas ya implementadas en el código MEF.



**Figura 3.4:** Curvas de Tensión-Deformación para AISI 1045 en DEFORM<sup>TM</sup>- 2D/3D Ver 11.0, según los parámetros de la Tabla 3.1.

### 3.4.2. Fricción en la interfase de contacto entre la herramienta y la pieza

La fricción en la interfase entre herramienta y pieza es un fenómeno muy complejo, que no ha sido todavía enteramente comprendido. Se ha demostrado que el coeficiente de fricción aparente en la interfase de contacto  $\mu_a$  (Ecuación (3.13)), tiene una tendencia decreciente con la velocidad de corte y que el fenómeno de la fricción es gobernado básicamente por la temperatura de interfase [55, 56].

A pesar de los esfuerzos realizados desde hace tiempo por investigadores en esta área, no existe una ley general que describa con precisión el comportamiento de las variables en la interfase de contacto. Por todo esto se puede afirmar que el tema de la fricción en la interfase de contacto entre pieza y herramienta es todavía una línea de investigación activa y en desarrollo constante [111, 112].

Los modelos de fricción más usados en simulación numérica de corte son:

- *Modelo de Coulumb*: Se asume contacto deslizante en toda la interfase herramienta - pieza (ver Ecuación (3.2)).

$$\tau_f = \mu_{fr} \sigma_n \quad (3.2)$$

- *Modelo de tensión constante de cizalladura*: La tensión de fricción en la interfase de contacto es constante e igual a una fracción de la tensión equivalente del material de la pieza (ver Ecuación (3.3)).

$$\tau_f = m \frac{\sigma_{eq}}{\sqrt{3}} \quad (3.3)$$

- *Modelo híbrido*: Combinación entre el modelo de Coulomb y el modelo de tensión constante de cizalladura (ver Ecuación (3.4)).

$$\tau_f = \begin{cases} \mu_{fr} \sigma_n, & \text{si } \mu_{fr} \sigma_n < m \frac{\sigma_{eq}}{\sqrt{3}}, \\ m \frac{\sigma_{eq}}{\sqrt{3}}, & \text{si } \mu_{fr} \sigma_n \geq m \frac{\sigma_{eq}}{\sqrt{3}} \end{cases} \quad (3.4)$$

En donde  $\tau_f$  es la tensión de fricción en la interfase de contacto,  $\sigma_n$  es la tensión normal a la superficie de contacto,  $\sigma_{eq}$  es el límite elástico del material de la pieza,  $\mu_{fr}$  es el coeficiente de fricción de Coulomb,  $m$  es la fracción de la tensión equivalente.

En la aplicación de estos modelos de fricción para simulación numérica de corte, es posible usar coeficientes o factores de fricción variables. Los factores de fricción pueden variar a lo largo de la longitud de contacto  $L_c$ , con la temperatura de interfase, velocidad de deformación plástica del material, tensión normal en interfase, velocidad relativa en interfase, etc., dependiendo de los materiales de pieza y herramienta, y de las condiciones de corte [21, 58, 62, 113–115]. El código de simulación DEFORM<sup>TM</sup>- 2D/3D Ver 11.0 tiene preimplementados los modelos de fricción descritos en esta sección.

Para las simulaciones de corte ortogonal en la presente tesis doctoral se usa el *Modelo de tensión constante de cizalladura* (Ecuación (3.3)).

### **Influencia de las condiciones de fricción en la longitud de contacto $L_c$**

En el proceso de corte ortogonal, la longitud de contacto entre herramienta y viruta  $L_c$  se extiende desde la arista de corte hasta el punto de salida de la viruta en la superficie de desprendimiento [116].  $L_c$  es un factor a tener en cuenta porque influye mucho en la cantidad de energía consumida en la interfase de contacto y afecta a variables tan importantes como el ángulo de cizalladura  $\phi$  [117].  $L_c$  también afecta la distribución de tensiones en las zonas de deformación. Esto modifica las cargas térmicas y mecánicas que actúan en la interfase herramienta-viruta, afectando el rendimiento de la herramienta [118].

Desde el punto de vista del desgaste de la herramienta una correcta estimación de la variable  $L_c$  ayuda a una predicción más precisa del tamaño de cráter  $K_B$ . Debido a todo lo anterior un importante esfuerzo en investigación ha sido destinado a reproducir con modelos analíticos y numéricos, las longitudes de contacto observadas experimentalmente [99, 117].

La longitud de contacto entre herramienta y viruta depende fuertemente de las condiciones de corte y de los materiales de pieza y herramienta. Esto implica la necesidad de una apropiada caracterización de los materiales, además de un efectivo modelo de fricción para predecir correctamente  $L_c$  en las simulaciones numéricas [99].

Özel mostró en [119] que implementando en simulaciones numéricas los modelos de fricción descritos en esta sección (parámetros constantes y variables), la predicción de la longitud de contacto subestima los valores experimentales con un error entre el 9 % y el 26 %. Es importante notar que los coeficientes de fricción y factor de cizalladura usados por Özel en este estudio son menores o iguales a la unidad ( $\mu \leq 1$ ,  $m \leq 1$ ).

En la misma línea, Lorentzon et al. en [62] usaron el modelo de Coulomb con  $\mu = 0,75 - 1,1$  y el modelo de tensión constante de cizalladura con  $m = 1,1$ , alcanzando longitudes de contacto muy aproximadas a los valores experimentales. Estos resultados confirman que los modelos de fricción y los valores de los coeficientes utilizados afectan a la predicción de la longitud de contacto obtenida mediante simulaciones numéricas [99]. Sugieren además lo mismo que Molinari et al. en [55], que la longitud de contacto crece con los parámetros  $\mu_{fr}$  y  $m$  según el modelo de fricción utilizado. Es muy importante resaltar que además de Lorentzon et al. [62], otros autores como Dirikolu et al. [120], Buryta et al. [121] and Childs et al. [78] reportaron resultados satisfactorios en cuanto a longitudes de contacto, utilizando factores de fricción mayores que la unidad en simulaciones numéricas ( $\mu_{fr}, m \geq 1$ ).

## **Evolución de la Longitud de contacto $L_c$**

Para estudiar la evolución de  $L_c$  en el proceso de corte ortogonal es importante primero revisar los métodos usados para su registro experimental, además de identificar cuales son los parámetros más influyentes en esta evolución.

Con respecto a la medición experimental de  $L_c$  es importante mencionar que la técnica de medición más común es la observación directa de la superficie de desprendimiento al microscopio, una vez finalizado el proceso de corte [99, 116]. Esto significa que la mayoría de valores experimentales de  $L_c$  publicados han sido obtenidos con el proceso de corte detenido. Esta metodología se basa en el análisis de las marcas dejadas por la viruta en la superficie de desprendimiento. El gran inconveniente de este método de medida es que no permite observar la interacción entre la viruta y la herramienta durante el proceso de corte. Este detalle es relevante a la hora de comprender algunas observaciones experimentales reportadas en literatura especializada, que sugieren que  $L_c$  podría ser variable en el tiempo de corte.

Budak y Ozlu [122] muestran resultados experimentales obtenidos de corte de acero con contenido medio de carbono, en donde  $L_c$  no presenta un valor definido, sino que muestra un rango de valores registrados para un mismo ensayo sin variar las condiciones de corte. En este



sentido, Artozoul et al. usando una cámara de infrarrojo (IR) grabaron el proceso de corte ortogonal también para acero de medio carbono [118]. Ellos observaron una significativa oscilación en la temperatura a la salida de la viruta en la superficie de desprendimiento. Estos autores concluyen que el contacto entre viruta y herramienta en este punto es intermitente.

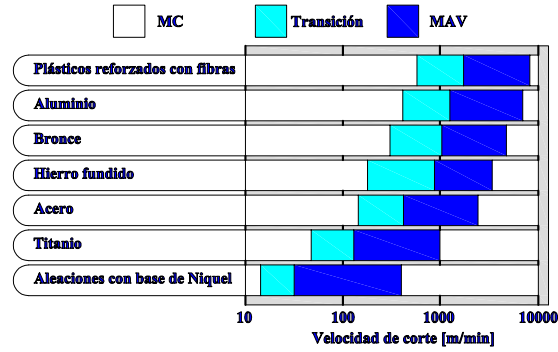
Este comportamiento de  $L_c$ , que es probablemente dinámico a lo largo del proceso de corte, influye directamente en la estimación del desgaste de cráter y debe ser tomado en cuenta a la hora de simular corte ortogonal.

Acerca de los parámetros más influyentes en la longitud de contacto  $L_c$ , es un hecho que el avance  $t_1$  es la primera variable a tomar en cuenta. Si  $t_1$  aumenta entonces  $L_c$  también se incrementa en una relación casi lineal. Esto también puede explicarse usando la relación de compresión de la viruta  $\lambda = \frac{t_2}{t_1} > 1$ . Algunos investigadores como Sutter [123], Marinov [124], Abuladze [125] o Poletika [126], han propuesto para el mecanizado de acero, modelos para estimar  $L_c$  según la expresión mostrada en la Ecuación (3.5).

$$L_c = t_1 (a\lambda - b) \quad (3.5)$$

En donde  $a$ ,  $b$  son constantes empíricas positivas. Así, es posible que un incremento o reducción en  $L_c$  esté causado por un incremento o reducción, respectivamente, en  $\lambda$  o  $t_1$ . Es también importante notar que la relación de compresión de la viruta tiende a la unidad cuando el avance aumenta ( $t_1 \rightarrow \infty \Rightarrow \lambda \rightarrow 1 \Rightarrow t_2 \rightarrow t_1$ ). Si además se considera que  $1,61 \leq a \leq 2,05$ ,  $0,09 \leq b \leq 0,55$  para diferentes aceros al carbono, entonces  $1,06t_1 \leq L_c \leq 1,96t_1$ . El límite inferior de  $L_c$  es experimentalmente despreciable, por lo que se tiene que  $L_c$  tiende a los modelos planteados por Kato et al. (1972) y Toropov et al. (2003) para corte de diferentes aceros:  $L_c = 2t_2$ . La tendencia de todos los modelos analíticos aquí descritos es sobre-estimar  $L_c$  para velocidades de corte dentro del rango:  $200 - 900 \text{ m/min}$  [99].

Observaciones experimentales muestran que  $L_c$  decrece dentro del rango de velocidades convencionales de corte, y crece en el mecanizado de alta velocidad (ver Figura 3.5). Existe evidencia experimental que sugiere que esta reducción de  $L_c$  en mecanizado convencional podría estar producido por virutas más delgadas y rizadas. Cuando una viruta tiende a rizarse disminuye la longitud de contacto. En el mecanizado de alta velocidad el crecimiento en la longitud de contacto puede explicarse por el ablandamiento del material de la viruta al alcanzar altas temperaturas en la interfase de contacto. Por otra parte,  $L_c$  parece ser independiente de la profundidad de corte  $w$  [99, 123, 127].



**Figura 3.5:** Rangos de velocidad de corte en mecanizado convencional (MC) y mecanizado de alta velocidad (MAV) [128].

El análisis de los modelos analíticos y la evidencia publicada en cuanto a la longitud de contacto, sugiere que lo más conveniente para la simulación de desgaste es el uso de altos factores en el modelo de fricción. Además, con estos factores altos se debe observar la evolución de  $L_c$  en las simulaciones numéricas.

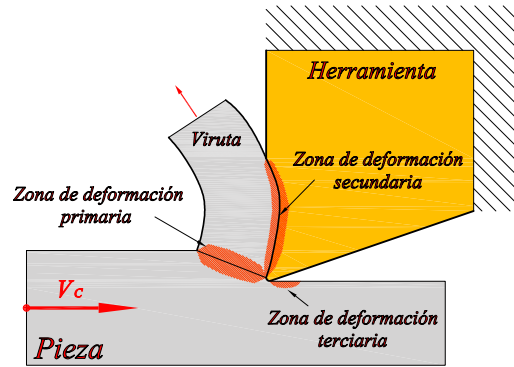
Filice et al. en [58] concluye que para simular corte ortogonal la mejor opción es el Modelo de tensión constante de cizalladura (Ecuación (3.3)) con  $m \geq 0,8$ . Por otra parte, Childs et al. [78] justifican la utilización de factores de fricción superiores a la unidad  $m > 1$  para simular el efecto de asperezas en la interfase de contacto. Esto afecta la longitud de contacto, importante en desgaste de cráter. Es así que se decide evaluar el modelo de fricción de tensión constante de cizalladura con factores:  $m_1 = 0,6$ ,  $m_1 = 0,8$ ,  $m_1 = 1,0$ ,  $m_2 = 1,02$  y  $m_3 = 1,05$  para su validación de acuerdo con las referencias mencionadas.

### 3.4.3. Simulación del estado térmico estacionario en la interfase de contacto

Desde el punto de vista del desgaste de la herramienta, la temperatura en la interfase de contacto es la variable más influyente. Esto se debe a que las características del material de la herramienta son afectadas por las altas temperaturas [78].

La figura 3.6 muestra las tres zonas de deformación plástica del material en el corte de metales, que son las fuentes de calor en este sistema. El calor se genera por deformación del material de la pieza y por fricción en la interfase de contacto. Esto muestra que para obtener resultados térmicos satisfactorios en simulaciones de corte, es importante la implementación de un modelo válido de material y las condiciones de contacto adecuadas [99]. Sin embargo

para simulaciones mediante el MEF no es suficiente con esta condición. Se debe tomar en cuenta también la simulación del corte cuando el sistema ya ha alcanzado su estado térmico estacionario [64].



**Figura 3.6:** Zonas de deformación plástica en el corte ortogonal.

La evolución de la temperatura se compone de dos etapas: transitorio y estacionario. En ensayos experimentales el tiempo requerido para alcanzar el estado térmico estacionario usualmente está entre los 10 [s] y 20 [s]. Este tiempo, en términos de simulaciones numéricas, es enorme y demasiado costoso computacionalmente.

En la simulación de corte mediante el MEF lo usual es simular efectivamente entre 0,001 [s] y 0,005 [s]. Sin embargo, con el fin de realizar efectivamente el análisis térmico del proceso de mecanizado, el estado estacionario también debería simularse numéricamente [66].

Debido a este requerimiento, algunos investigadores han propuesto diferentes estrategias para simular el estado térmico estacionario en simulaciones de corte. En esta Tesis se ha revisado dos métodos:

- Sobredimensionamiento del coeficiente global de transferencia de calor en la interfase  $h_{int}$  [64, 66].
- Disminución del calor específico  $C_p$  del material de la herramienta [129].

## Sobredimensionamiento del coeficiente global de transferencia de calor en la interfase $h_{int}$

Si se considera el flujo total de calor hacia la herramienta  $Q(t)$  como la suma del calor debido a la fricción  $Q_1$  y el calor  $Q_2$  debido a la diferencia de temperaturas en la interfase entre pieza y herramienta (Ecuaciones (3.6), (3.7) y (3.8)), es fácil ver que el comportamiento térmico transitorio depende de  $Q_2$ .

Es importante notar que la temperatura en la superficie de la viruta se considera constante e independiente del valor del coeficiente global de transferencia de calor en la interfase  $h_{int}$ . Las temperaturas de herramienta alcanzadas con este modelo de flujo de calor son muy sensibles al valor de  $h_{int}$ .

Así, investigadores como Yen et al. [66] y Filice et al. [64] para simular la estabilización de temperaturas en la herramienta, sugieren sobredimensionar el coeficiente global de transferencia de calor en interfase  $h_{int}$ .

$$Q(t) = Q_1 + Q_2 \quad (3.6)$$

$$Q_1 = J \bar{\lambda} \tau_{int} V_s \quad (3.7)$$

$$Q_2 = h_{int} (T_w - T_{int}(t)) \quad (3.8)$$

En donde  $J$  es el factor de conversión de energía,  $\bar{\lambda}$  es el factor de partición de calor,  $\tau_{int}$  es la tensión de cizalladura en la interfase de contacto,  $V_s$  es la velocidad relativa de deslizamiento en interfase,  $T_w$  and  $T_{int}$  son la temperatura de pieza y herramienta en interfase respectivamente.

El coeficiente  $h_{int}$  representa al calor que fluye hacia la herramienta a través de la interfase de contacto. Por lo que al sobredimensionarlo es posible acelerar la estabilización de la temperatura en las herramientas. Sin embargo, si el valor asignado a  $h_{int}$  es demasiado alto es posible que las temperaturas en la herramienta no converjan. El valor de  $h_{int}$  adoptado en la literatura para la simulación es del orden de  $10^3 [\frac{kW}{m^2 K}]$  [64, 66, 130].

## Disminución del calor específico $C_p$ del material de la herramienta

Otra estrategia para alcanzar la estabilización de temperaturas en herramienta es la disminución del calor específico  $C_p$  del material de la herramienta. En la Ecuación (3.9) se muestra el balance de energía en la herramienta, considerando material térmicamente isotrópico.  $t$  es el tiempo,  $k$  es la conductividad térmica,  $C_p$  es el calor específico y  $\rho$  es la densidad del material de la herramienta.  $\dot{q}$  es la tasa de generación de calor y el término  $\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t}$  representa al cambio en el nivel energético relacionado al cambio de temperatura.

$$\vec{\nabla} \cdot (-k \vec{\nabla} T) = \dot{q} - \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (3.9)$$

En estado estacionario absoluto el cambio en la temperatura con el tiempo es cero. En la realidad se asume estado térmico estacionario cuando el cambio en la temperatura es despreciable en el tiempo ( $\frac{\partial T}{\partial t} \rightarrow 0$ ). Así, la Ecuación (3.9) se simplifica, resultando una ecuación independiente del calor específico volumétrico  $\rho C_p$ . Esto significa que la temperatura en el estado térmico estacionario no depende del calor específico del material.

Deshpande y Madhavan en [129] sugieren aprovechar este resultado para acelerar la obtención del estado térmico estacionario en simulaciones numéricas. Por lo tanto la Ecuación (3.9) para estado transitorio podría ser reescrita como la Ecuación (3.10).

$$\frac{\partial T}{\partial (\alpha_t t)} - \nabla^2 T = \frac{\dot{q}}{k} \quad (3.10)$$

En donde  $\alpha_t = \frac{k}{\rho C_p}$  es la difusividad térmica del material, y es el parámetro que controla cuanto tardan en estabilizarse las temperaturas en la herramienta. Si  $\alpha_t$  incrementa su valor, los cambios transitorios en la temperatura se aceleran, alcanzando a su vez más rápidamente el estado térmico estacionario [129]. Para incrementar el valor de  $\alpha_t$  en las simulaciones numéricas se disminuye el valor real del  $C_p$  de la herramienta. En la literatura de referencia el valor de  $C_p$  es reducido con un factor  $\times 0,02$ .

Antes de realizar las simulaciones de desgaste se selecciona la mejor estrategia para alcanzar el estado térmico estacionario en simulaciones numéricas. Por esta razón es necesario realizar un estudio comparativo entre las dos estrategias descritas anteriormente. Para esto se comparan las temperaturas alcanzadas con diferentes valores de  $h_{int}$  y  $C_p$ , y validar estos resultados con información experimental. Este estudio se muestra en la Sección 3.6.1.

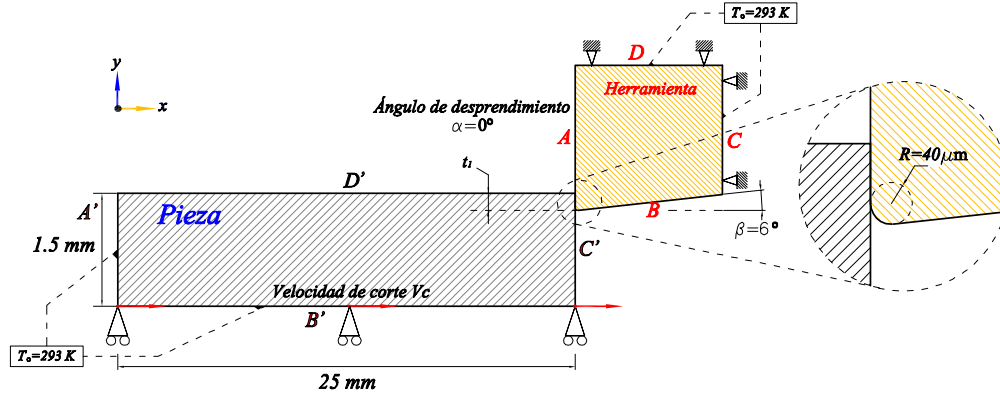
### 3.5. Condiciones de contorno y mallado en las simulaciones de corte ortogonal

La potencia del Método de Elementos Finitos como herramienta de simulación se sustenta en los criterios de modelización que se utilicen. Las condiciones de contorno y el control en el tamaño de los elementos de malla son muy importantes para simular correctamente.

Para definir estos parámetros es necesario tener en cuenta que el software de simulación usado en esta tesis corresponde a un código de formulación lagrangiana con remallado automático bajo criterios de deformación. En esta sección se presentan los criterios utilizados en todas las simulaciones numéricas realizadas en esta investigación.

#### 3.5.1. Condiciones de contorno

Las condiciones de contorno se establecieron a partir de una revisión minuciosa de la literatura especializada en el tema. Sobre todo se tomó en cuenta investigaciones en las que se usó el mismo software de simulación utilizado en el presente trabajo [43,63,64,131]. En base a esto se han adoptado las condiciones de contorno que se muestran en la Figura 3.7.



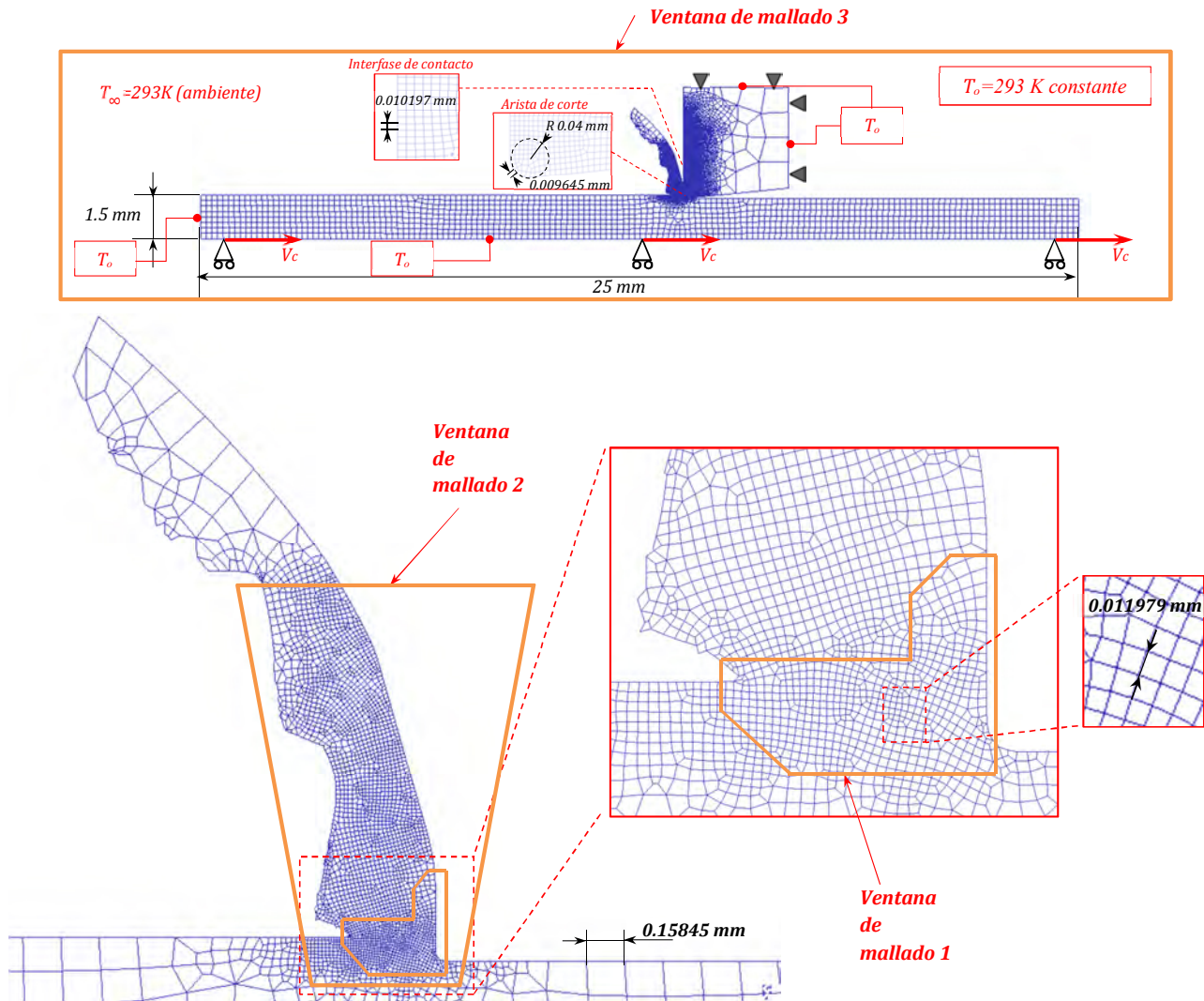
**Figura 3.7:** Condiciones de contorno adoptadas para las simulaciones de Corte Ortogonal con DEFORM<sup>TM</sup>- 2D/3D Ver 11.0.

En las superficies  $A$ ,  $B$ ,  $C'$  y  $D'$  se considera transferencia de calor al ambiente por convección libre. En las superficies  $A'$ ,  $B'$ ,  $C$  y  $D$  se considera temperatura fija de  $20^{\circ}\text{C}$  ( $293\text{ K}$ ). En los nodos de la superficie  $B'$  se impone velocidad de corte  $V_c$  en dirección  $x$  positiva y restricción de desplazamiento en  $y$ . En los nodos de la superficies  $C$  y  $D$  se considera desplazamiento restringido en  $x$  e  $y$ . El valor del coeficiente de convección libre es  $h_{\infty} = 20 \left[ \frac{\text{W}}{\text{m}^2\text{K}} \right]$ .

### 3.5.2. Mallado de la Pieza y la Herramienta

#### Mallado de la Pieza

El mallado inicial de la pieza de trabajo se hizo con 5000 elementos isoparamétricos de cuatro nodos. El código DEFORM<sup>TM</sup>- 2D/3D Ver 11.0 remalla automáticamente la pieza en función de la deformación que ésta sufre a lo largo de la simulación de corte.



**Figura 3.8:** Ventanas para remallado automático para las simulaciones de Corte Ortogonal con DEFORM<sup>TM</sup>- 2D/3D Ver 11.0.

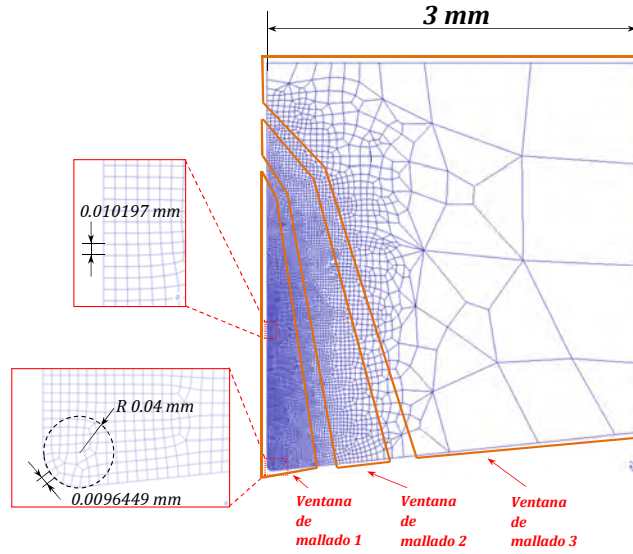
El tamaño de elementos puede variar debido al remallado automático. Para controlar este cambio en el tamaño de elementos en la pieza se ha optado por la configuración de ventanas

de mallado que se muestra en la Figura 3.8. Los elementos obtenidos de esta manera bordean las  $12\mu m$  por lado en la zona de deformación primaria.

Estas ventanas permanecen fijas, solidarias a la herramienta de corte. De esta manera conforme se simula el corte ortogonal de la pieza, se mantiene un tamaño conveniente de elementos en las zonas de deformación en la pieza.

### Mallado de la Herramienta

La Herramienta de corte ha sido modelizada como un cuerpo rígido. Esto implica que no se deforma a lo largo de la simulación de corte, por lo tanto no se somete a remallado automático.



**Figura 3.9:** Esquema de ventanas de mallado de la herramienta de corte para las simulaciones de Corte Ortogonal con DEFORM<sup>TM</sup>- 2D/3D Ver 11.0.

El mallado de la herramienta persigue principalmente registrar la distribución de las variables de desgaste  $T_{int}$ ,  $V_s$  y  $\sigma_n$  en la interfase de contacto. Por lo tanto la malla se refina en la interfase de contacto mediante el esquema de ventanas de mallado mostrado en la Figura 3.9. Para el mallado de la herramienta se utilizó 7500 elementos isoparamétricos de cuatro nodos. Los elementos obtenidos de esta manera bordean las  $10\mu m$  por lado para la interfase de contacto.



### 3.6. Validación del modelo numérico establecido

El proceso de validación consiste en la comparación entre resultados obtenidos por simulación y los valores experimentales. La validez del modelo depende del grado de aproximación numérica, alcanzada al reproducir los experimentos. Los valores experimentales para la validación han sido extraídos de literatura especializada. Se han seleccionado resultados obtenidos con acero de bajo y medio carbono como material de la pieza y herramientas planas de carburo con y sin recubrimientos. Se ha cubierto un amplio rango de condiciones de corte (velocidad de corte  $V_c$  y avance  $t_1$ ), y geometrías de corte (ángulos de desprendimiento  $\alpha$  y radios de arista  $R$ ).

Para la comparación entre los resultados numéricos y experimentales se usan las *Presiones específicas* de corte y de avance ( $P_c$ ,  $P_a$ ), el *coeficiente de fricción aparente*  $\mu_a$ , la *relación contacto/avance*:  $L_c/t_1$ , y las temperaturas de herramienta en función del *Número térmico*: ( $R_k$ ) (Ecuaciones (3.11) - (3.14)). Estos parámetros permiten comparar resultados alcanzados con distintas geometrías y condiciones de corte [1, 132–134].

$$P_c = \frac{F_c}{w t_1} \quad (3.11)$$

$$P_a = \frac{F_a}{w t_1} \quad (3.12)$$

$$\mu_a = \frac{F_c \tan(\alpha) + F_a}{F_c - F_a \tan(\alpha)} \quad (3.13)$$

$$R_k = \frac{\rho C_p t_1 V_{ch}}{k} \quad (3.14)$$

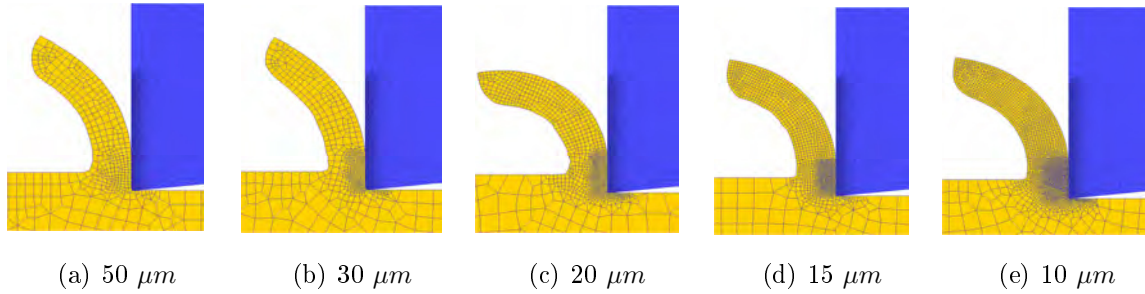
En donde  $w$  es la profundidad de corte,  $F_c$  la fuerza de corte,  $F_a$  la fuerza de de avance,  $\rho$  es la densidad del material,  $C_p$  es el calor específico,  $t_1$  es el avance,  $V_{ch}$  es la velocidad de la viruta y  $k$  es la conductividad térmica.

El rango de velocidades de corte cubierto en las simulaciones es de 25 [ $m/min$ ] a 1000 [ $m/min$ ]. Con esto se cubren velocidades de corte usuales para el acero [21, 135]. La herramienta se modelizó plana (sin rompevirutas), y sin recubrimiento: Ángulo de desprendimiento  $\alpha = 0^\circ$  y Radio de arista  $R = 0,02 [mm]$ .

### 3.6.1. Resultados numéricos y análisis

#### Sensibilidad de malla en el modelo numérico

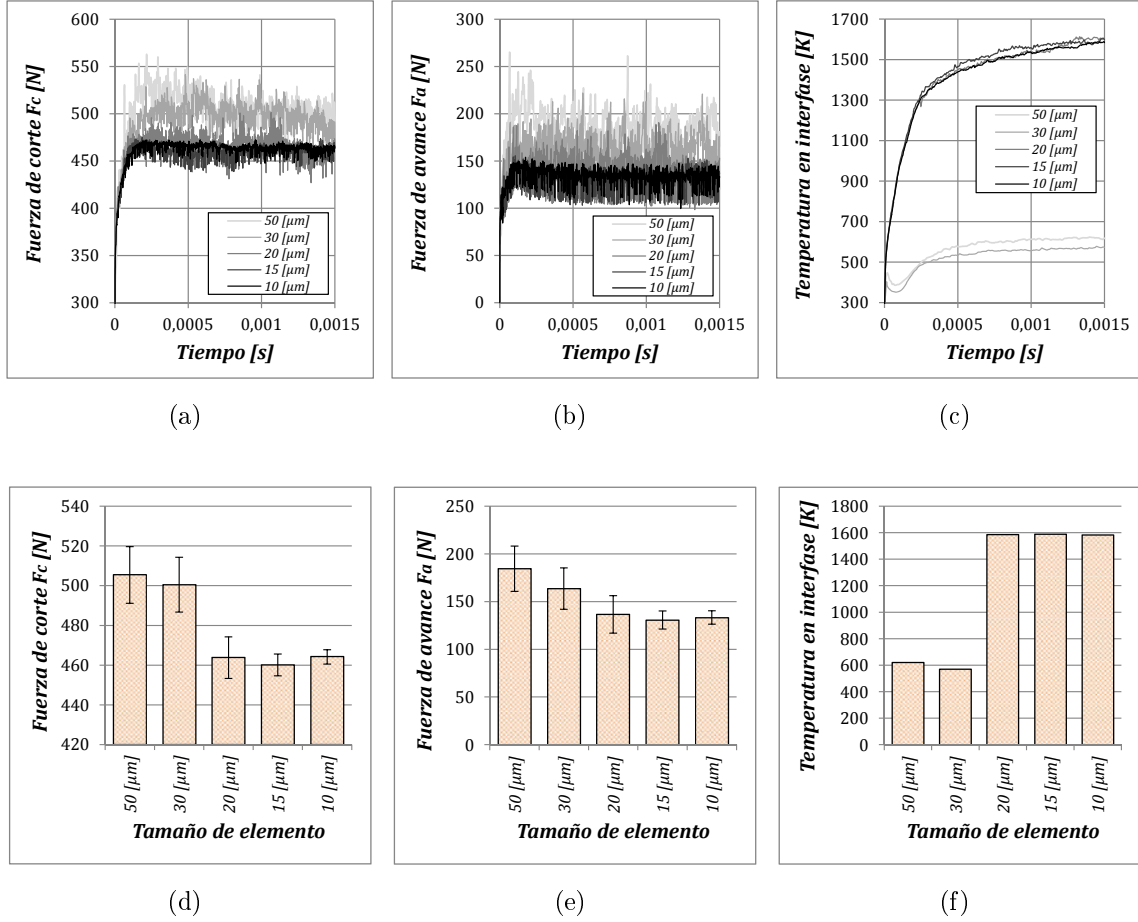
Para analizar la influencia que tiene la densidad del mallado de la pieza en el modelo numérico, se han utilizado cinco mallados distintos. El tamaño medio de los elementos en las zonas primaria, secundaria y terciaria de deformación para cada malla, es: (a)  $50\ [\mu m]$ , (b)  $30\ [\mu m]$ , (c)  $20\ [\mu m]$ , (d)  $15\ [\mu m]$  y (e)  $10\ [\mu m]$  (Figura 3.10). La comparación de los resultados numéricos obtenidos se ha realizado en función de la morfología de la viruta, fuerzas de corte y temperatura de interfase.



**Figura 3.10:** Morfología de viruta obtenida con distintos tamaños de elementos de malla. Simulación de corte ortogonal AISI 1045 - WC:  $V_c = 200\ [m/min]$ ;  $t_1 = 0,3\ [mm]$ ;  $R = 0,02\ [mm]$ ; factor de fricción  $m = 0,6$ , tiempo de corte  $t = 0,015\ [s]$ .

En la Figura 3.10 se muestra la simulación de corte ortogonal de  $10\ [mm]$  de Acero AISI 1045 con herramienta de Carburo de Wolframio (WC). La velocidad de corte es  $V_c = 200\ [m/min]$  y el avance es  $t_1 = 0,3\ [mm]$ . Se puede observar que para el rango de tamaño de elementos analizado, la densidad de malla no afecta el ancho de viruta  $t_2$  ni el ángulo de cizalladura  $\phi$ . Por otra parte, para mallados más densos en las zonas de deformación de la pieza, la viruta tiende a rizarse. Esto puede afectar la longitud de contacto entre viruta y herramienta.

La Figura 3.11 muestra los resultados numéricos de la evolución de fuerzas de corte y temperatura de interfase alcanzadas con diferentes densidades de malla. Se observa que con un tamaño medio de elemento menor o igual a  $20\ [\mu m]$  en zonas de deformación, los valores de fuerza y temperatura tienden a estabilizarse. También se puede ver que la desviación estándar de las fuerzas en estado estacionario es menor para elementos más pequeños. Estos resultados establecen un tamaño medio de elemento de  $10\ [\mu m]$  como criterio de mallado y remallado automático en las zonas de deformación de la pieza para las simulaciones numéricas llevadas a cabo en esta tesis doctoral.



**Figura 3.11:** Resultados numéricos de Fuerza de corte  $F_c$ , Fuerza de avance  $F_a$  y Temperatura en interfase de contacto, obtenidas con distintas densidades de malla. Simulación de corte ortogonal AISI 1045 - WC:  $V_c = 200 [m/min]$ ;  $t_1 = 0,3 [mm]$ ;  $R = 0,02 [mm]$ ; factor de fricción  $m = 0,6$ , tiempo de corte  $t = 0,015 [s]$ .

## Validación de Fuerzas de corte

En todas las simulaciones para validación de fuerzas se ha usado un coeficiente global de transferencia de calor en interfase  $h_{int} = 45 \left[ \frac{kW}{m^2K} \right]$ . El calor generado en interfase de contacto se reparte en igual proporción entre pieza y herramienta (por defecto en DEFORM<sup>TM</sup>-2D/3D Ver 11.0). El coeficiente de Taylor-Quinney asumido es  $\beta_{T-Q} = 0,9$ .

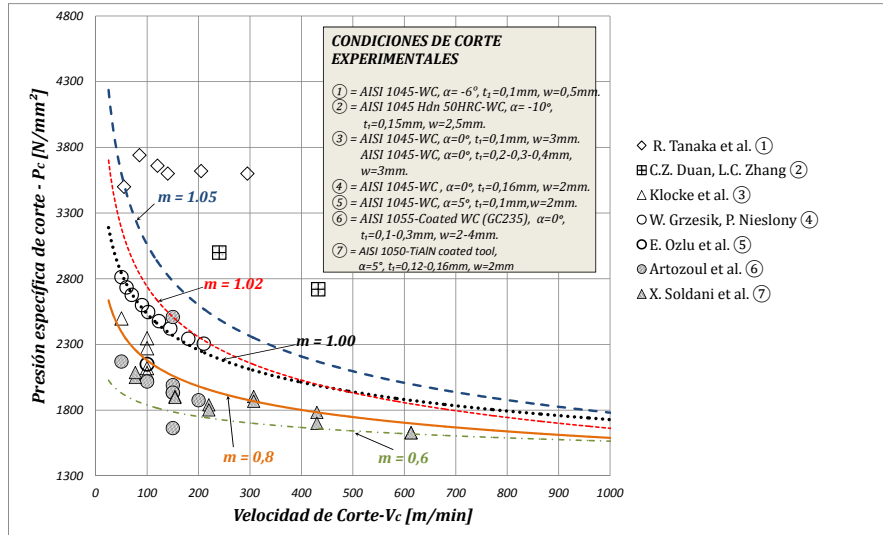
Para observar el comportamiento de las Fuerzas de corte en la modelización, se han usado las presiones específicas de corte  $P_c$  y avance  $P_a$ . En la Figura 3.12 (a) y (b) se muestra una tendencia decreciente de  $P_c$  y  $P_a$  con  $V_c$ .

La pendiente experimental de  $P_c$  y  $P_a$  es elevada para valores bajos de  $V_c$  y tiene a estabilizarse para altas velocidades de corte. Este comportamiento se explica por el ablandamiento térmico del material. A bajas velocidades de corte los altos gradientes de temperatura hacen más notoria la disminución en la resistencia del material.

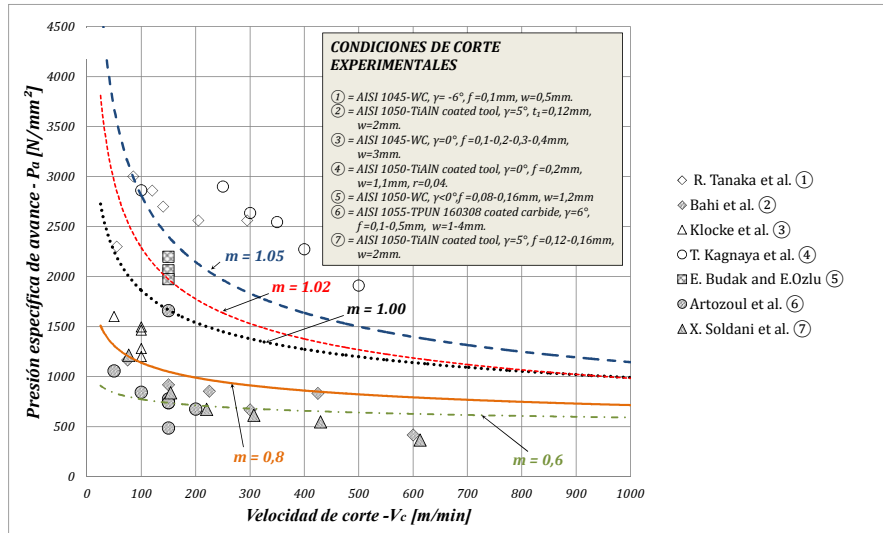
A partir de los  $200 [m/min]$  la diferencia en las temperaturas alcanzadas en el material no es significativa. Por lo tanto y debido también al ablandamiento térmico del material, con velocidades de corte superiores a  $200 [m/min]$  las presiones específicas no son afectadas significativamente por  $V_c$  o por el coeficiente de fricción  $m$ .

En la Figura 3.13 se muestra la evolución del coeficiente de fricción aparente  $\mu_a$  con la velocidad de corte. A velocidades de corte bajas los valores experimentales de  $\mu_a$  se ven influenciados por la geometría de corte. Así,  $\mu_a$  son altos para geometrías de corte negativas y velocidades inferiores a  $200 [m/min]$ . Es decreciente con  $V_c$  y tiende a estabilizarse a partir de los  $200 [m/min]$ .

Las tendencias numéricas y experimentales de  $P_c$ ,  $P_a$  y  $\mu_a$  presentan una buena concordancia. El comportamiento experimental a bajas velocidades de corte y la tendencia a la estabilización se reproducen de forma coherente en las simulaciones numéricas.

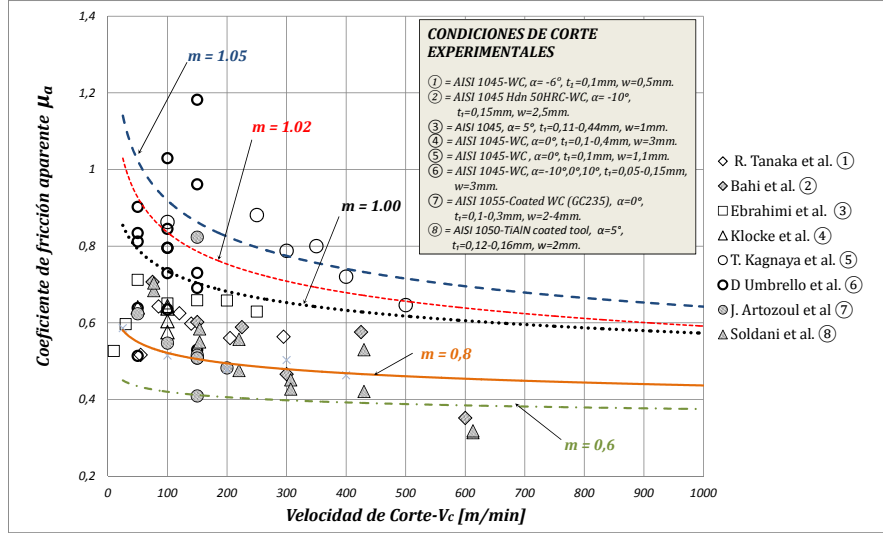


(a)



(b)

**Figura 3.12:** Valores experimentales (puntos) y tendencias numéricas de: (a) Presión específica de corte y (b) Presión específica de avance  $[N/mm^2]$  Vs. Velocidad de corte  $V_c [m/min]$ . Simulaciones: Factores de fricción  $m = 0,6$ ,  $m = 0,8$ ,  $m = 1,00$ ,  $m = 1,02$ ,  $m = 1,05$ . Material de la pieza: AISI 1045. Herramienta plana de WC, Radio de arista de corte  $R = 20 [\mu m]$ , avance  $t_1 = 0,1 [mm/rev]$ , ángulo de desprendimiento  $\alpha = 0^\circ$ , ángulo de incidencia  $\beta = 6^\circ$ . [118,136–141].



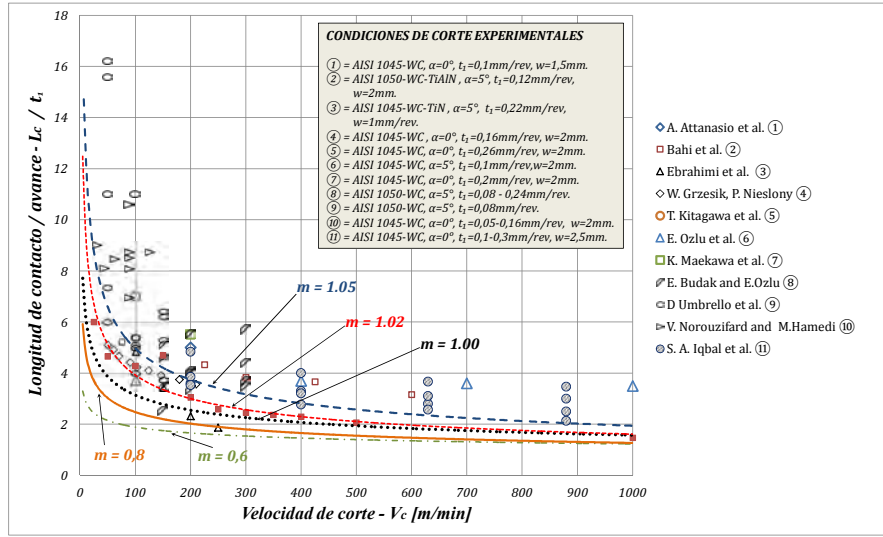
**Figura 3.13:** Valores experimentales (puntos) y tendencias numéricas del Coeficiente de fricción aparente  $\mu_a$  Vs. Velocidad de corte  $V_c$  [m/min]. Para las simulaciones: Factores de fricción  $m = 0,6$ ,  $m = 0,8$ ,  $m = 1,00$ ,  $m = 1,02$ ,  $m = 1,05$ . Material de la pieza: AISI 1045. Herramienta plana de WC, Radio de arista de corte  $R = 20$  [ $\mu\text{m}$ ], avance  $t_1 = 0,1$  [mm/rev], ángulo de desprendimiento  $\alpha = 0^\circ$ , ángulo de incidencia  $\beta = 6^\circ$ . [21, 118, 135, 136, 138, 141–143].

### Longitud de contacto numérica $L_c$

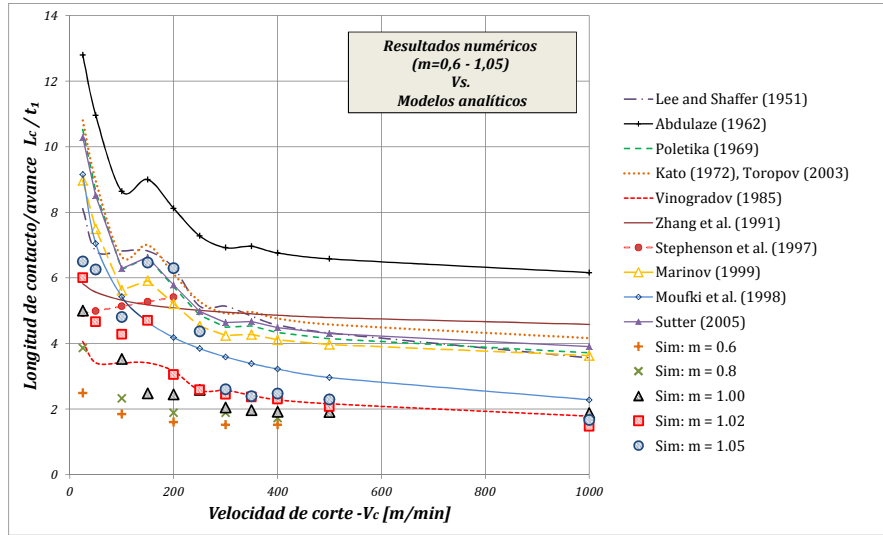
La Figura 3.14 muestra los valores numéricos de  $L_c$  para factor de fricción  $m = 0,6 - 1,05$ , comparados con datos experimentales y modelos analíticos de la literatura (Tabla 3.3). Las mediciones de  $L_c$  numérica se hicieron desde la punta de la herramienta hasta el final del contacto entre la viruta y la herramienta.

Las tendencias de  $L_c/t_1$  son muy similares a las mostradas por las presiones específicas y el coeficiente de fricción aparente. A velocidades inferiores a los 200 [m/min] hay una pronunciada pendiente negativa. Luego la tendencia es estabilizar el valor de  $L_c$  alrededor de  $3t_1$ . Los resultados numéricos están en concordancia con los datos experimentales.

Los resultados numéricos muestran que a partir de los 150 [m/min] la influencia del factor de fricción  $m$  es despreciable. Al igual que en el análisis de las presiones específicas, en la tendencia de  $L_c$  se observa la influencia del ablandamiento térmico a altas velocidades. Este ablandamiento también provoca la tendencia decreciente observada en  $\mu_a$  que afecta el valor de  $L_c$ . La tendencia numérica de  $L_c$  a partir de 150 [m/min] es estabilizarse alrededor de  $2t_1$ .



(a)



(b)

**Figura 3.14:** Comparación de tendencias numéricas de  $L_c/t_1$  en función de la Velocidad de corte  $V_c [m/min]$  con: (a) Valores experimentales (puntos) y (b) Modelos analíticos validados en la literatura (Tabla 3.3). Simulaciones con Factores de fricción  $m = 0,6$ ,  $m = 0,8$ ,  $m = 1,00$ ,  $m = 1,02$ ,  $m = 1,05$ . Material de la pieza: AISI 1045. Herramienta plana de WC, Radio de arista de corte  $R = 20 [\mu m]$ , avance  $t_1 = 0,1 [mm/rev]$ , ángulo de desprendimiento  $\alpha = 0^\circ$ , ángulo de incidencia  $\beta = 6^\circ$ . [21, 51, 59, 99, 122, 139, 140, 142–145].

**Tabla 3.3:** Modelos analíticos usados en la validación de las longitudes de contacto  $L_c$  numéricas.

Autor	Modelo	Materiales
Lee - Shaffer [22]	$L_c = \frac{t_1 \sqrt{2}}{\sin \phi \sin(\frac{\pi}{4} + \phi - \alpha)}$	Acero $\leq 0,2\%C$
Abuladze [125]	$L_c = 2t_1 [\lambda (1 - \tan \alpha) + \sec \alpha]$	–
Poletika [126]	$L_c = t_1 (2,05\lambda - 0,55)$	Acero, hierro, cobre y bronce
Kato et al. [146], Toropov - Ko [147]	$L_c = 2t_1$	Cobre, zinc, aleaciones Sn-Pb, Al 6061, AISI 1045 y AISI 304
Vinogradov [148]	$L_c = \frac{t_1 \sin \frac{\pi}{4}}{\sin \phi \sin(\frac{\pi}{4} + \phi - \alpha)}$	–
Zhang et al. [117]	$L_c = 8677 \times 10^{-5} \cdot t_1^{0,515} \cdot V_c^{-0,065} \cdot (\frac{\pi}{2} - \alpha)^{0,733}$	AISI 1045
Stephenson et al. [149]	$L_c = 0,00280 \cdot V_c + 0,485$	AISI 1018
Marinov [124]	$L_c = 1,61t_2 - 0,28t_1$	AISI 1018
Moufki et al. [134]	$L_c = t_1 \frac{\xi + 2 \sin(\phi + \theta - \alpha)}{2 \sin \phi \cos \theta}$	CRS 1018
Sutter [123]	$L_c = 1,92t_2 - 0,09t_1$	XC 18

$L_c$  es la longitud de contacto,  $t_1$  es el avance,  $t_2$  es el ancho de viruta,  $\phi$  es el ángulo de cizalladura,  $\alpha$  es el ángulo de desprendimiento,  $V_c$  es la velocidad de corte,  $\xi$  es el factor que controla la distribución de presión en la interfase de contacto según el modelo de Moufki et al.,  $\theta$  es el ángulo de fricción en la superficie de desprendimiento ( $\theta = \tan^{-1} \mu_a$ ).

## Selección de la estrategia para simular el estado térmico estacionario

En la Sección 3.4.3 se explicaron las estrategias propuestas por Yen et al. y por Deshpande - Madhavan para simular el estado térmico estacionario en la interfase de contacto [66, 129]. Con el objeto de seleccionar el método óptimo para obtener temperaturas de herramienta estables para la simulación del desgaste, se lleva a cabo una comparativa entre estas dos estrategias.

Para llevar a cabo este estudio comparativo se seleccionó de la literatura especializada, un dato experimental de temperatura de corte obtenido mediante corte ortogonal de acero AISI 1045 con herramienta plana de carburo (WC): velocidad de corte  $V_c = 120 [m/min]$ ; avance  $t_1 = 0,1 [mm]$ ; ángulo de desprendimiento  $\alpha = -6^\circ$ ;  $R = 20 [\mu m]$  [136].

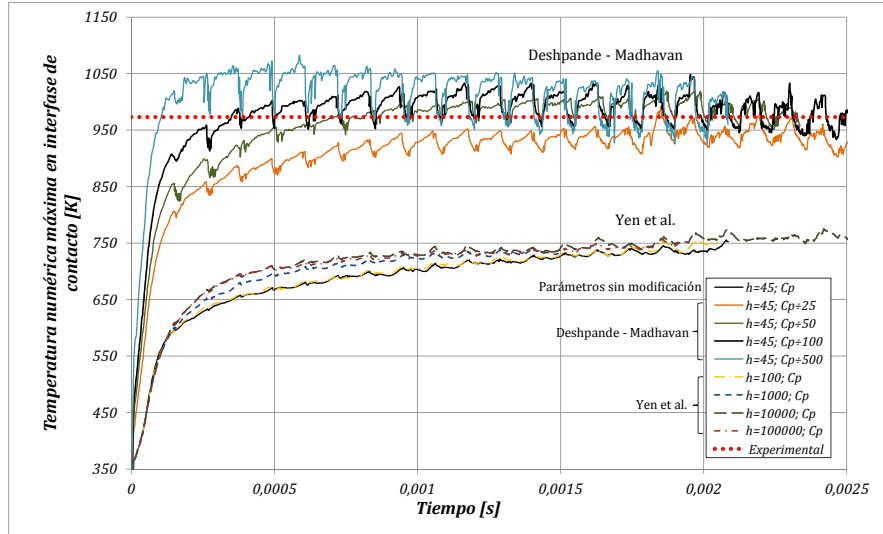
Con esta información experimental como referencia se procede a realizar una serie de simulaciones numéricas de corte que reproduzcan las condiciones de corte experimentales. Las simulaciones se realizan con un factor de fricción  $m = 0,6$ . En estas simulaciones se modifican el calor específico de la herramienta  $C_p$  y el coeficiente global de transferencia de calor en interfase  $h_{int}$  de tal manera que pueda apreciarse la influencia de estos parámetros en la temperatura de la herramienta (Ver Tabla 3.4).



**Tabla 3.4:** Parámetros térmicos para la aplicación de las estrategias propuestos por Yen et al. y, Deshpande - Madhavan para simular estado térmico estacionario [66, 129].

$h_{int} [kW/m^2 K]$	$C_p [J/kg K]$
45	$C_p \div 1,000 = 240$
45	$C_p \div 25 = 9,6$
45	$C_p \div 50 = 4,8$
45	$C_p \div 100 = 2,4$
45	$C_p \div 500 = 0,48$
100	$C_p \div 1,000 = 240$
1000	$C_p \div 1,000 = 240$
10000	$C_p \div 1,000 = 240$

Una vez realizadas las simulaciones se analiza la evolución de la temperatura máxima en la interfase de contacto. La Figura 3.15 muestra las tendencias de estabilización de la temperatura máxima para los datos presentados en la Tabla 3.4.



**Figura 3.15:** Comparativa entre los métodos propuestos por Yen et al. [66] y Deshpande et al. [129] para alcanzar el estado térmico estacionario en simulaciones numéricas de corte ortogonal, según parámetros térmicos mostrados en la Tabla 3.4. Condiciones de corte: Velocidad de corte  $V_c = 120 [m/min]$ ; Avance  $t_1 = 0,1 [mm]$ ; Ángulo de desprendimiento  $\alpha = -6^\circ$ ; Radio de arista  $R = 20 [\mu m]$ . Datos experimentales tomados de [136]. Factor de fricción en simulaciones:  $m = 0,6$ .

En los resultados numéricos mostrados en la Figura 3.15 se observa que al disminuir el  $C_p$  del material de la herramienta, la temperatura en la interfase de contacto tiende a estabilizarse antes que con el coeficiente global de transferencia  $h_{int}$  sobredimensionado. También se observa que con el método de Deshpande y Madhavan los valores de temperatura alcanzados en la simulación concuerdan con las mediciones realizadas por Tanaka et al.

Es notorio que conforme el valor de  $C_p$  disminuye la temperatura máxima de interfase tiende a oscilar en torno a un valor estable. Una amplitud de oscilación muy grande podría afectar en el cálculo de las temperaturas de interfase que serán utilizadas en la modelización del desgaste. Por este motivo el valor de  $C_p$  no puede disminuirse indiscriminadamente.

Se observa que con  $C_p \geq C_p \div 100$  la temperatura de interfase se estabiliza con oscilaciones poco significativas. Para la utilización de temperaturas de interfase en la modelización del desgaste se toma los valores estables promedio.

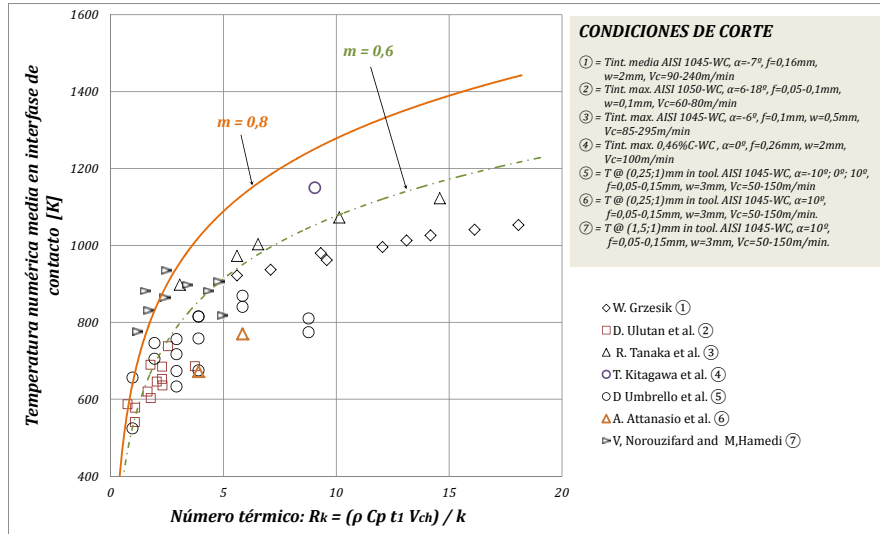
Por todo lo expuesto en este análisis se selecciona el método propuesto por Deshpande - Madhavan con un calor específico de herramienta  $C_p = C_p \div 100$  para simular estado térmico estacionario en corte ortogonal.

## Validación de temperaturas

En las simulaciones para validación de temperaturas se ha usado un coeficiente global de transferencia de calor en interfase  $h_{int} = 45 \left[ \frac{kW}{m^2K} \right]$ . El calor generado en interfase de contacto se reparte en igual proporción entre pieza y herramienta (por defecto en DEFORM<sup>TM</sup>-2D/3D Ver 11.0). El coeficiente de Taylor-Quinney asumido es  $\beta_{T-Q} = 0,9$ .

Para alcanzar la estabilización de la temperatura en la herramienta se redujo el calor específico  $C_p$  de la herramienta, con un factor 100. Este método fue propuesto por Deshpande y Madhavan en [129] y explicado en la Sección 3.4.3 de este trabajo.

En la Figura 3.16 se muestran los resultados numéricos (temperatura media en interfase de contacto), comparados con datos experimentales de temperatura de herramienta tomados de literatura especializada. Las temperaturas están en función del número térmico  $R_k$ . Se tienen temperaturas bajas con avances  $t_1$  o velocidades de viruta  $V_{ch}$  bajas. El comportamiento es creciente con  $R_k$ . Las tendencias numéricas reproducen coherentemente las observaciones experimentales.



**Figura 3.16:** Temperaturas en Herramienta de corte, numéricas (temperatura media en interfase de contacto) y experimentales (promedio, máxima) en función del Número térmico del proceso

$$R_k = \frac{\rho C_p t_1 V_{ch}}{K} [51, 60, 136, 143, 145, 150, 151].$$

### 3.6.2. Conclusión

En este capítulo un modelo numérico de corte para Acero ha sido desarrollado y validado. La validación se ha realizado con resultados experimentales de corte de acero AISI 1045 con herramienta de carburo plana y sin recubrimiento.

Las simulaciones se llevaron a cabo usando el modelo de fricción de tensión constante de cizalladura. Se ha analizado el comportamiento mecánico y térmico del sistema ante distintos factores de fricción que van de 0,6 a 1,05 mediante la observación de fuerzas de corte, longitudes de contacto y temperaturas. De esta forma se ha podido demostrar la influencia que ejerce el factor de fricción  $m$  sobre los resultados numéricos de presiones específicas de corte  $P_c$  y  $P_a$ , coeficiente de fricción aparente  $\mu_a$ , longitud de contacto  $L_c$  y temperaturas en la herramienta.

La influencia del factor de fricción  $m$  pierde significancia en los parámetros mecánicos de validación conforme aumenta la velocidad de corte. . Esto se debe al ablandamiento térmico del material. El uso de factores de fricción ligeramente superiores a la unidad permiten mejorar las longitudes numéricas de contacto entre viruta y herramienta.

En cuanto a fuerzas de corte, las tendencias numéricas que más se aproximan a las nubes de puntos experimentales son las logradas con  $m = 0,6$  y  $m = 0,8$ . Al realizar el análisis de temperaturas con estos dos modelos, se observa que el factor óptimo para simular temperaturas en herramienta es  $m = 0,6$ . Si a estas observaciones se añade el hecho de que la metodología de modelización de desgaste por discretización no toma en cuenta la longitud de contacto al discretizar la zona desgastada, se concluye que el factor de fricción óptimo para la simulación del desgaste es  $m = 0,6$ .

El fenómeno del contacto en condiciones extremas que se tiene en la interfase herramienta-viruta es todavía poco conocido, sin embargo los resultados aquí mostrados predicen de forma coherente las tendencias observadas experimentalmente.

Se considera al modelo numérico desarrollado en este capítulo, validado para obtener información para aplicar la metodología de modelización de desgaste desarrollada en el Capítulo 2.

# Aplicación de la metodología de modelización desarrollada: Un nuevo modelo de desgaste de herramientas

---

## 4.1. Introducción

En el presente capítulo se desarrolla un modelo matemático de desgaste de herramienta para corte ortogonal de acero AISI 1018, con herramienta de Carburo de Wolframio plana y sin recubrimiento.

Se aplica la metodología de modelización y análisis de desgaste por discretización, desarrollada en el Capítulo 2. Los datos experimentales de desgaste para calibración y validación del modelo han sido obtenidos de la referencia [80].

Para la calibración del modelo de desgaste es necesario utilizar resultados numéricos de corte de acero AISI 1018. Las simulaciones numéricas de corte ortogonal requeridas en la modelización del desgaste se han realizado utilizando los parámetros de simulación validados en el Capítulo 3, con el código comercial DEFORM<sup>TM</sup>- 2D/3D Ver 11.0.

Los parámetros involucrados en el desgaste se han presentado en secciones anteriores:  $\rho$  es la densidad y  $C_p$  el calor específico del material de la herramienta.  $R$  es la constante de gases ideales,  $E$  es la energía de activación a difusión del material de la herramienta. La velocidad de deslizamiento  $V_s$ , la tensión normal en interfase  $\sigma_n$  y la temperatura de interfase  $T_{int}$  son las variables de desgaste.  $\bar{K}_T$  es la profundidad media de cráter en la zona desgastada y  $t$  es el tiempo que actúan las variables de desgaste sobre la zona desgastada.

## 4.2. Modelización del desgaste de cráter en el corte de acero AISI 1018

Las observaciones experimentales muestran que la tasa de desgaste es variable en el tiempo. Esto implica que las variables de desgaste  $V_s$ ,  $\sigma_n$  y  $T_{int}$  evolucionan desde un estado inicial (herramienta sin desgaste), hasta el final de la vida de la herramienta. Esta variación es *no lineal* y depende del grado de desgaste de la herramienta, como se mostró en la Sección 2.3.1, Figura 2.6 (a), (b) y (c) para  $T_{int}$ ,  $\sigma_n$  y  $V_s$ .

No es posible predecir con precisión las tendencias de evolución de  $V_s$ ,  $\sigma_n$  y  $T_{int}$  durante el desgaste. Esto se debe a lo complejo de las interacciones en la interfase de contacto. Por lo tanto, no es conveniente modelizar el desgaste de herramientas con base en las tendencias de evolución de las variables de desgaste.

En esta tesis se propone modelizar el desgaste mediante variables adimensionales  $\pi_i$ . Cada variable  $\pi_i$  es una combinación de todos los parámetros involucrados en el fenómeno de desgaste (Ver Hipótesis 2.4.1). El análisis dimensional establece las condiciones bajo las cuales éstos parámetros se combinan de forma físicamente coherente.

El comportamiento de la variable  $\pi_i$  viene dado por una parte  $\Pi_{\mathbb{W}}$  constante en el tiempo pero variable a lo largo de la longitud de contacto.  $\Pi_{\mathbb{W}}$  contiene a las variables  $V_s$ ,  $\sigma_n$  y  $T_{int}$ . Cada variable  $\pi_i$  puede tener también una parte temporal  $\Pi_{\mathbb{O}}$ , compuesta por el tiempo de desgaste  $t$  o la profundidad de cráter  $\bar{K}_T(t)$ .

Los valores de  $V_s$ ,  $\sigma_n$  y  $T_{int}$  se obtienen de simulaciones de corte con herramienta sin desgaste (valores iniciales, constantes). La evolución de  $\pi_i$  durante el proceso de desgaste depende de si tiene la variable  $t$  o  $\bar{K}_T(t)$  en su estructura (ver Ecuaciones (2.36) y (2.37)).

Al considerar en la modelización del desgaste valores constantes en el tiempo de  $V_s$ ,  $\sigma_n$  y  $T_{int}$ , la variación en el tiempo de la tasa de desgaste pasa a depender directamente de las variables adimensionales  $\pi_i$  que tengan a  $t$  ó  $\bar{K}_T(t)$  en su estructura.

Una variable  $\pi_i$  que simule específicamente la evolución del desgaste de cráter en el tiempo ha de depender de  $t$  ó  $\bar{K}_T(t)$  pero no de ambos parámetros a la vez. De esta forma se evita que  $\pi_i$  sea redundante en su naturaleza respecto al tiempo. Bajo este criterio también se confirman las condiciones matemáticas establecidas en la Sección 2.4.3 para la modelización.

Las variables  $V_s$ ,  $\sigma_n$  y  $T_{int}$  tienen una distribución característica a lo largo de la longitud de contacto. Debido a ello, las variables adimensionales  $\pi_i$  que no contienen a  $t$  ó  $\bar{K}_T(t)$  en su estructura, son constantes en el tiempo pero variables en el espacio (a lo largo de la longitud de contacto).

En términos de la morfología de las variables (Ecuaciones (2.36) y (2.37)), se tiene que  $\pi_i = [\Pi_{\mathbb{C}}]_i \cdot [\Pi_{\mathbb{W}}]_i \cdot [\Pi_{\mathbb{O}}]_i$ , en donde  $[\Pi_{\mathbb{C}}]_i$  es constante;  $[\Pi_{\mathbb{W}}]_i$  es constante en el tiempo y variable en el espacio, y  $[\Pi_{\mathbb{O}}]_i$  refleja la variabilidad de  $\pi_i$  en el tiempo.

Entonces, *con objeto de modelizar el desgaste de herramienta*, se considera que la tasa de cambio de las variables de desgaste es cero:  $\frac{\partial V_s}{\partial t} = \frac{\partial \sigma_n}{\partial t} = \frac{\partial T_{int}}{\partial t} = 0$ . A esto se añaden las condiciones:  $\lambda_{1,8} \neq 0$ ;  $\lambda_{i,8} = 0$  para  $i = 2, \dots, 5$  y  $\lambda_{i,9} \neq 0$  para al menos un  $i = 2, \dots, 5$ , establecidas en la Sección 2.4.3. De la Ecuación fundamental (2.40) se obtiene la Ecuación (4.1).

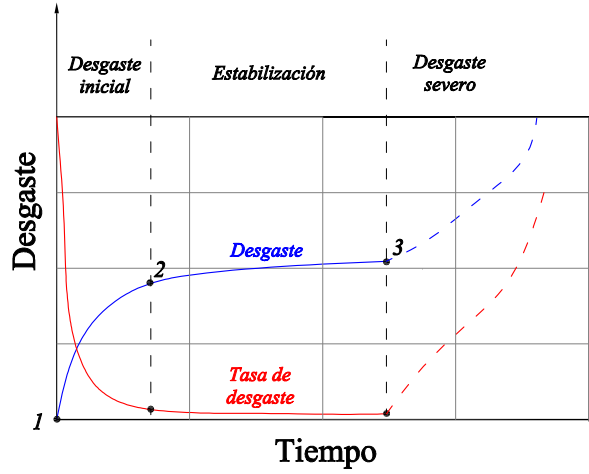
$$\frac{\partial \bar{K}_T}{\partial t} = \frac{\bar{K}_T}{\lambda_{1,8} \cdot \pi_1 \cdot t} \sum_{i=2}^5 \frac{\partial \phi_2(\pi_{2,\dots,5})}{\partial \pi_i} \cdot \pi_i \cdot \lambda_{i,9} \quad (4.1)$$

La Ecuación (4.1) describe de forma general la tasa de desgaste de cráter. El siguiente paso en la modelización es la formulación del modelo de desgaste, la calibración de la ecuación característica y su validación final.

#### 4.2.1. Formulación del modelo de desgaste

Formular el modelo es básicamente proponer una forma concreta para la función adimensional  $\phi_2$ . Para esto se parte de las características que presenta una tasa de desgaste experimental.

- La tasa de desgaste no es negativa y alcanza un valor mínimo en la zona de estabilización del desgaste.
- La tasa de desgaste presenta una brusca caída de valores iniciales muy elevados en el desgaste inicial, a valores relativamente bajos en el período de estabilización (Ver Figura 4.1).



**Figura 4.1:** Comportamiento del desgaste y tasa de desgaste en el tiempo.

En base a estas características observadas experimentalmente se define la función adimensional  $\phi_2$  como una función potencial, capaz de reproducir las dos características de la tasa de desgaste antes mencionadas. Así, en este modelo la función  $\phi_2$  se define como una función potencial con la Ecuación 4.2.

$$\phi_2 = \frac{A}{n+1} \cdot \pi_2^{n+1} + \phi_3(\pi_3, \pi_4, \pi_5) \quad (4.2)$$

La función  $\phi_3$  es una nueva función adimensional que refleja la influencia de las variables  $\pi_3$ ,  $\pi_4$  y  $\pi_5$  en la tasa de desgaste. En el presente proceso de modelización se ha de considerar en principio, que  $\pi_3$ ,  $\pi_4$  y  $\pi_5$  no cambian en el tiempo.

Con la función  $\phi_2$  así definida, la Ecuación (4.1) se reescribe como (4.3). Considerando las características conocidas de las variables  $\pi_1$  y  $\pi_2$  y solo la variación en el tiempo del desgaste, se integra la Ecuación (4.3) obteniéndose la Ecuación (4.4).

$$\frac{\partial \bar{K}_T}{\partial t} = \frac{\bar{K}_T}{t} \frac{\pi_2}{\pi_1} \frac{\lambda_{2,9}}{\lambda_{1,8}} \cdot A \cdot \pi_2^n \quad (4.3)$$

$$\int_0^{\bar{K}_T} \pi_1 \cdot \frac{d\bar{K}_T}{\bar{K}_T} = \frac{\lambda_{2,9}}{\lambda_{1,8}} \cdot A \cdot \int_0^t \pi_2^{n+1} \cdot \frac{dt}{t} \quad (4.4)$$

Con estas dos últimas ecuaciones como herramienta, se procede al proceso de calibración y selección de variables óptimas.

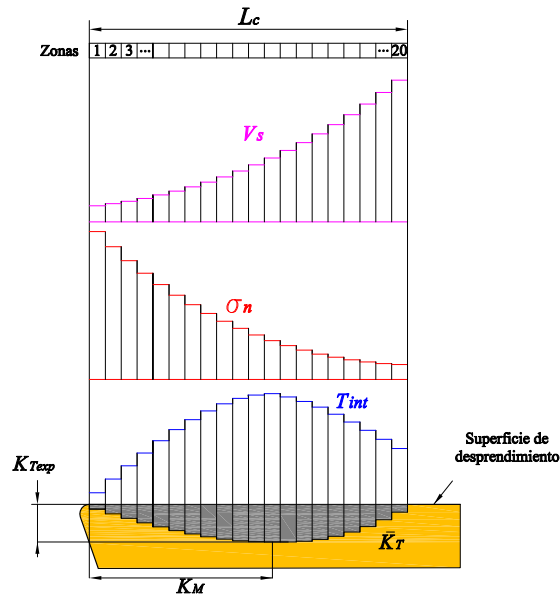


### 4.3. Calibración del modelo de desgaste

La calibración del modelo de desgaste consiste en encontrar los valores de  $A$  y  $n$  (Ecuación (4.3)), que permitan predecir correctamente el desgaste de cráter. Tal y como está formulado el modelo, además de los parámetros  $A$  y  $n$  se tienen en la ecuación característica las variables adimensionales  $\pi_1$  y  $\pi_2$  que se desconocen. La calibración de  $A$  y  $n$ , y la selección de las variables adimensionales  $\pi_1$  y  $\pi_2$  son procesos íntimamente ligados. Esto se debe a que  $A$  y  $n$  dependen de cuáles sean las variables  $\pi_1$  y  $\pi_2$  seleccionadas.

Este proceso se inicia con la discretización del área desgastada. El objetivo de la selección de variables adimensionales es encontrar la combinación óptima de  $\pi_1$  y  $\pi_2$  que describa de manera coherente con la realidad, la evolución de la tasa de desgaste en todas y cada una de las zonas discretas. Al tener  $\pi_1$  y  $\pi_2$  se tendrá un valor de  $A$  y  $n$  para cada zona discreta. Esto se debe a que el nivel de desgaste es variable a lo largo de la longitud de contacto. Como resultado se obtiene una distribución de  $A$  y  $n$  a lo largo de la superficie desgastada.

La selección de variables  $\pi_1$  y  $\pi_2$  y la calibración de  $A$  y  $n$  se realizan en paralelo. Para llevar a cabo estos procesos, se aplica la metodología de análisis de desgaste por discretización, explicada en la Sección 2.4.1. La longitud de contacto  $L_c$  se discretiza en 20 zonas (Figura 4.2).



**Figura 4.2:** Discretización de las variables de desgaste a lo largo de la longitud de contacto en la superficie de desprendimiento.

En este proceso se utilizan datos experimentales de desgaste de cráter (Tabla 4.1), y distribuciones numéricas de  $V_s$ ,  $\sigma_n$  y  $T_{int}$ . Para el análisis de desgaste por discretización se necesitan los perfiles de desgaste. Esta necesidad se solventa interpolando en base a  $\bar{K}_{Texp}$ , cráteres para los datos 1-4 de la Tabla 4.1.

**Tabla 4.1:** Datos experimentales de profundidad máxima de cráter usados en la calibración del modelo potencial de desgaste. Materiales: Carburo de Wolframio (WC) y acero AISI 1018. Avance:  $t_1 = 0,1 [mm]$ . Ángulo de desprendimiento:  $\alpha = 0^\circ$ , Ángulo de incidencia:  $\beta = 6^\circ$ , Radio de arista de corte:  $R = 0,02 [mm]$  [80].

No.	Velocidad de corte $V_c [m/min]$	tiempo $t [s]$	$K_{Texp} [mm]$
1	100	333	0.021
2	200	118	0.043
3	300	45	0.061
4	400	7.8	0.057
5*	100	1424.2	0.054

\* Este dato sirve para la modelización de la evolución de  $\bar{K}_T$  en el tiempo.

Así, cada zona discreta tiene un nivel de desgaste  $\bar{K}_T$  asociado a una combinación de  $V_s$ ,  $\sigma_n$  y  $T_{int}$ , que actúan durante un tiempo  $t$ . Esto por cada ensayo experimental a excepción de 5\*. En total se tienen 80 datos de tasa de desgaste para calibrar la distribución de  $A$  y  $n$ , y un valor de cráter experimental (dato 5\*), para calibrar la evolución de  $\bar{K}_T$ . Es importante notar que el análisis por discretización de desgaste permite establecer relaciones causales entre  $V_s$ ,  $\sigma_n$  y  $T_{int}$  y la tasa de desgaste por cada zona.

Para la selección de variables  $\pi_1$  y  $\pi_2$  es preciso observar cómo es la relación entre la tasa de desgaste zonal y las variables de desgaste. Esta relación se establece utilizando la interpolación bajo mínimos cuadrados de los datos experimentales de tasa de desgaste en cada zona. La función interpoladora es una función potencial tal como se muestra en la Ecuación (4.3). Para este proceso se necesitan los valores de las variables de desgaste y el cráter correspondientes a los datos 1-4 de la Tabla 4.1.

El criterio de evaluación del grado de correspondencia entre las tasas de desgaste experimentales y las variables es el coeficiente de correlación  $R^2$ . Una vez preseleccionado el grupo de las mejores variables adimensionales  $\pi_1$  y  $\pi_2$  (con valores de  $R^2 \approx 1$ ), se afina la selección de las variables óptimas en base al valor de cráter experimental correspondiente al dato número 5\* de la Tabla 4.1. Para este paso del proceso de selección el criterio de evaluación es el error entre el  $\bar{K}_T$  simulado y el  $\bar{K}_{Texp}$  (Ecuación (4.4)). Todo el proceso de calibración y selección de variables se realiza mediante algoritmos programados en *Microsoft® Visual Basic®*.

### 4.3.1. Resultados numéricos para la calibración del modelo de desgaste

Los resultados numéricos de las variables de desgaste  $V_s$ ,  $\sigma_n$  y  $T_{int}$  se obtuvieron de simulaciones numéricas de corte ortogonal con el código DEFORM<sup>TM</sup>- 2D/3D Ver 11.0. Las simulaciones se realizaron bajo los criterios establecidos en el Capítulo 3 y reproducen las condiciones experimentales de corte de referencia [80].

Las constantes del modelo de Johnson-Cook para el acero AISI 1018 se muestran en la Tabla 4.2. El modelo de fricción usado es el de tensión constante de cizalladura (Ecuación (3.3)), con  $m = 0,6$ . Los resultados obtenidos de las variables de desgaste se muestran en la Figura 4.3.

**Tabla 4.2:** Parámetros del modelo de Johnson-Cook para acero AISI 1018 [152].

	$\sigma_0$ [MPa]	$B$ [MPa]	$n$	$C$	$m$	$\dot{\epsilon}_0$ [ $s^{-1}$ ]	$T_r$ [K]	$T_m$ [K]
AISI 1018	520	269	0.282	0.0476	0.53	1	293	1793

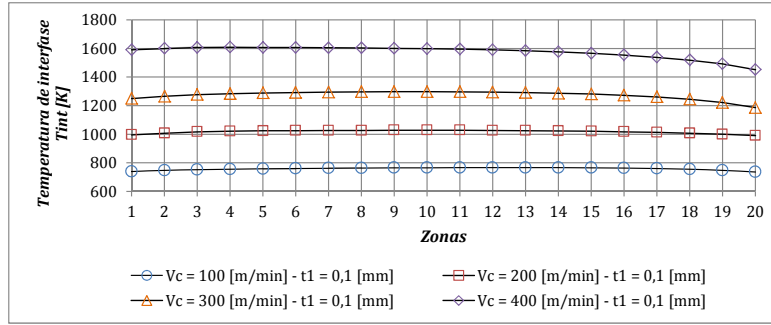
### 4.3.2. Distribución de la profundidad local de cráter $\bar{K}_T$

Uno de los objetivos en la modelización del desgaste es que el modelo desarrollado sea capaz de predecir la distribución de  $\bar{K}_T$  en la interfase de contacto además de su evolución en el tiempo. Por este motivo el modelo debe calibrarse en base a la evolución de los perfiles de desgaste en la superficie de desprendimiento.

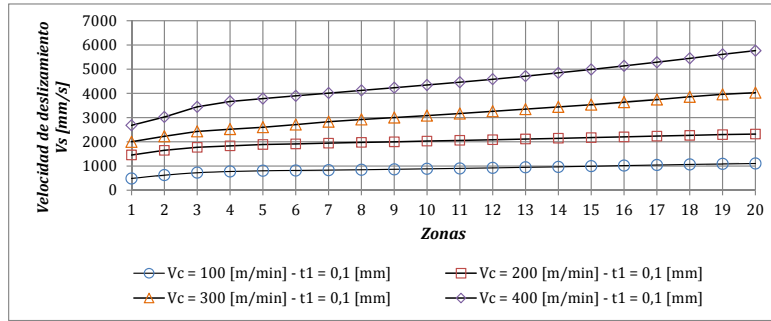
En el presente trabajo se ha optado por utilizar cráteres interpolados en base a datos experimentales de  $\bar{K}_{Texp}$  [80]. La ubicación del cráter máximo en la interfase de contacto coincide con la máxima temperatura numérica de interfase  $T_{int}$  [1, 2, 8, 78, 153, 154].

Los perfiles se generan tomando en cuenta tres puntos principales: la punta de herramienta,  $\bar{K}_{Tmáx}$  y el punto de salida de viruta. Para suavizar los perfiles se utilizan dos puntos intermedios como se muestra en la Figura 4.4.

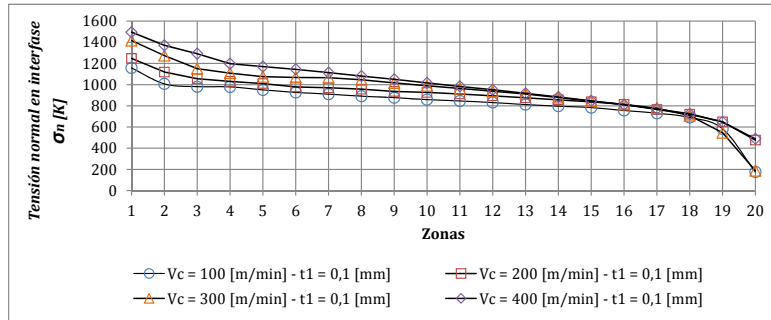
El resultado de esta interpolación para las condiciones de la Tabla 4.1 se muestra en la Figura 4.5. Con estos elementos se procede a formular el modelo de desgaste.



(a)

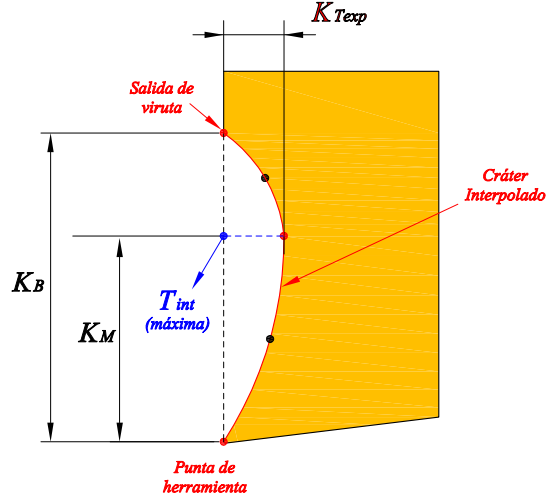


(b)

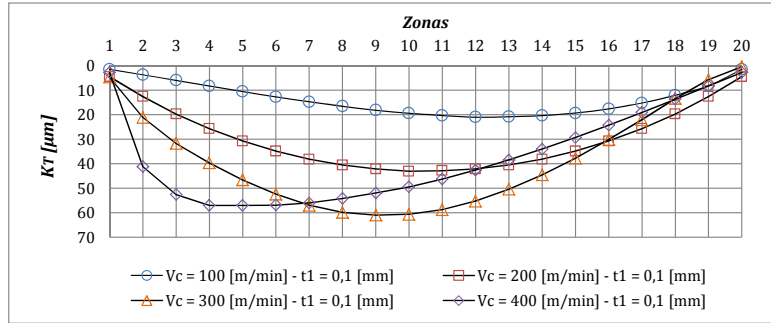


(c)

**Figura 4.3:** Variables de desgaste obtenidas mediante simulaciones numéricas de corte ortogonal: AISI 1018 - WC, radio de arista de corte  $R = 20 [\mu m]$ , avance  $t_1 = 0,1 [mm/rev]$ , ángulo de desprendimiento  $\alpha = 0^\circ$ , rango de velocidades de corte  $V_c = 100 - 400 [m/min]$ ; factor de fricción  $m = 0,6$ .



**Figura 4.4:** Interpolación del cráter en base a datos experimentales de  $K_{Tmáx}$  y numéricos temperatura máxima en interfase  $T_{int}$ .



**Figura 4.5:** Resultados de la interpolación de cráter en base a datos experimentales de cráter máximo [80].

### 4.3.3. Selección de las variables adimensionales $\{\pi_i\}$

Seleccionar las variables adimensionales  $\pi_1$  y  $\pi_2$  es equivalente a establecer el conjunto de potencias  $\lambda_{i,j}$  con  $i = 1, 2$ ;  $j = 1, 2, \dots, 9$ ; que permitan estimar correctamente el desgaste de cráter.

Antes de establecer condicionantes para la selección de variables adimensionales es de utilidad recordar como se plantea su morfología. Con este objetivo se muestran las Ecuaciones (2.36) y (2.37):

$$\pi_i = \underbrace{[(\rho)^{\lambda_{i,1}}(C_p)^{\lambda_{i,2}}(R)^{\lambda_{i,3}}(E)^{\lambda_{i,4}}]}_{\text{Constantes del material}} \cdot \underbrace{[(V_s)^{\lambda_{i,5}}(\sigma_n)^{\lambda_{i,6}}(T_{int})^{\lambda_{i,7}}]}_{\text{Variables del desgaste}} \cdot \underbrace{[(\bar{K}_T)^{\lambda_{i,8}}(t)^{\lambda_{i,9}}]}_{\text{Entrada-Salida}}$$

$$\pi_i = [\Pi_{\mathbb{C}}]_i \cdot [\Pi_{\mathbb{W}}]_i \cdot [\Pi_{\mathbb{O}}]_i$$

En base a la morfología de las variables adimensionales y a las condicionantes que se establecen a continuación, se reescriben las ecuaciones fundamentales en la modelización.

En la Secciones 2.4.3 y 4.2 se estableció que para evitar incongruencias en la modelización se debe cumplir que:

- $\lambda_{1,8} \neq 0 \Rightarrow \lambda_{1,9} = 0$ , es decir que  $\pi_1$  solo varía en el tiempo con  $\bar{K}_T$ .
- $\lambda_{2,9} \neq 0 \Rightarrow \lambda_{2,8} = 0$ , es decir que  $\pi_2$  solo varía en el tiempo con la variable  $t$ .

En la formulación del modelo potencial se propuso que  $\pi_3$ ,  $\pi_4$  y  $\pi_5$  no varían con el tiempo, lo que implica que estas variables no intervienen en la presente modelización del desgaste. También se propone que  $\pi_1$  varía linealmente con  $\bar{K}_T$ . Además se asume que las variables de desgaste intervienen de la misma forma en la estructura de las variables  $\pi_1$  y  $\pi_2$ , de tal forma que:

- $\lambda_{3,9} = \lambda_{4,9} = \lambda_{5,9} = 0$
- $\lambda_{1,8} = 1$
- $\lambda_{1,5} = \lambda_{2,5}$ ,  $\lambda_{1,6} = \lambda_{2,6}$ ,  $\lambda_{1,7} = \lambda_{2,7}$

Con estas condicionantes asumidas se simplifica la evaluación y selección de variables a una sola:  $\pi_2$ . Para la evaluación y selección de  $\pi_2$  en base a la tasa de desgaste en zonas discretas (datos 1-4 de la Tabla 4.1), de la Ecuación (4.3) se define el parámetro  $\gamma_\pi$  con la Ecuación (4.5).

$$\gamma_\pi = \frac{\Pi_{C1}}{\Pi_{C2}} \cdot \frac{t^{1-\lambda_{2,9}}}{\lambda_{2,9}} \cdot \left[ \frac{\Delta \bar{K}_T}{\Delta t} \right]_{exp} \quad (4.5)$$

Para la evaluación del desgaste para el dato 5\* de la Tabla 4.1 se deduce la Ecuación (4.6) a partir de la Ecuación (4.4).

$$\bar{K}_T(t) = \frac{A}{n+1} \cdot \frac{\Pi_{C2}^{n+1}}{\Pi_{C1}} \cdot \Pi_{W2}^n \cdot t^{\frac{\lambda_{2,9}}{\lambda_{1,8}}(n+1)} \quad (4.6)$$

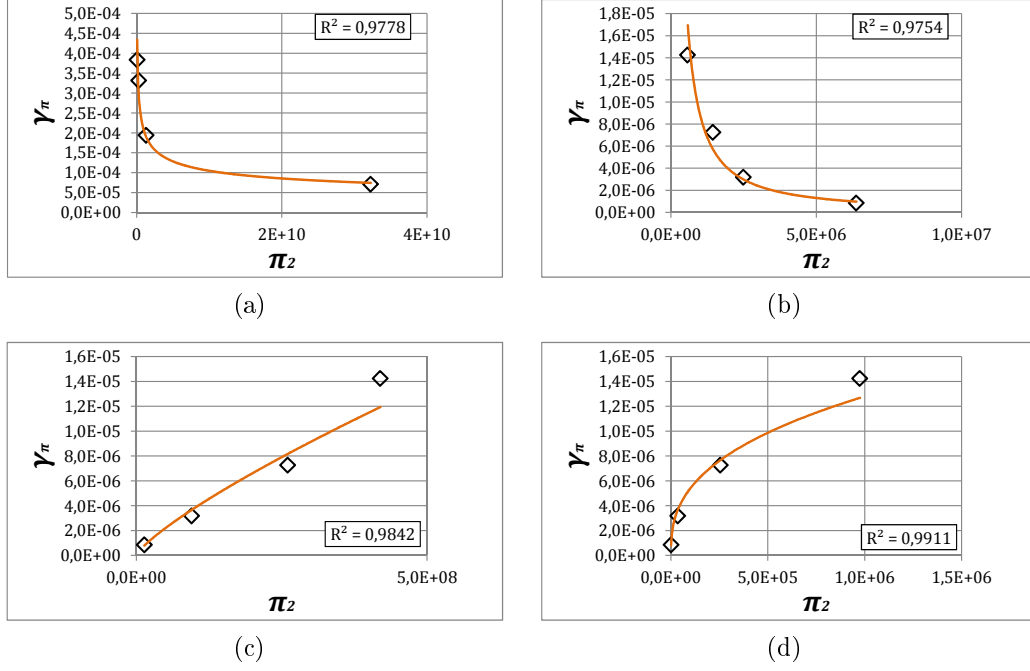
Se procede a evaluar las posibles variables adimensionales tal que  $\gamma_\pi$  presente una tendencia potencial con  $\pi_2$ . La evaluación se sustenta en el grado de ajuste que presenten las tendencias calculadas. El criterio de evaluación es el coeficiente de correlación  $R^2$  para cada zona discreta.

Para la evaluación de  $\lambda_{2,9}$  se ha cubierto el rango  $[\frac{1}{10}; 7]$  con 22 puntos. Para  $\lambda_{2,5}$ ,  $\lambda_{2,6}$  y  $\lambda_{2,7}$  se ha cubierto el rango  $[-7; 7]$  con 27 puntos. En total se evaluaron 433026 variables adimensionales  $\pi_2$  para cada una de las zonas discretas en  $L_c$ . La Figura 4.6 muestra cuatro ejemplos del ajuste de  $\gamma_\pi$  con distintas  $\pi_2$  mediante una función potencial.

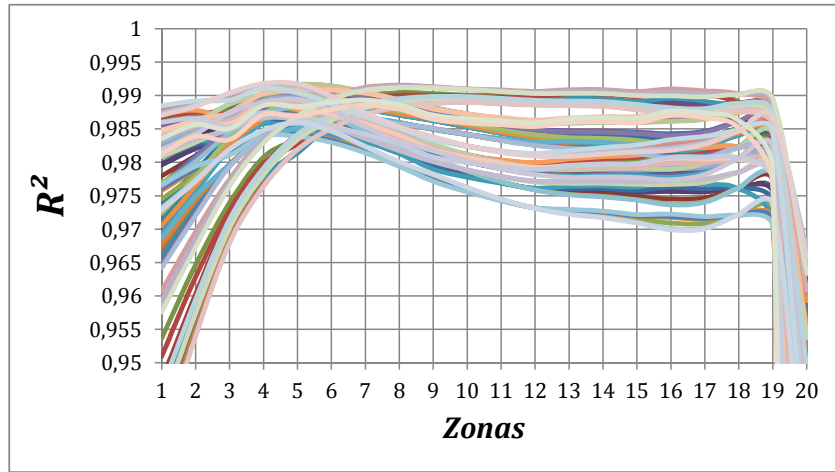
La evaluación de las posibles variables  $\pi_2$  se lleva a cabo en base al coeficiente de correlación  $R^2$ . Mientras  $R^2$  esté más próximo a la unidad,  $\pi_2$  reproduce mejor la tasa de desgaste en cada zona discreta. La Figura 4.7 muestra las distribuciones de  $R^2$  en las 20 zonas discretas, para cien variables adimensionales  $\pi_2$ .

Una vez evaluadas las variables en función de la tasa de desgaste se realiza el cálculo del desgaste para el dato experimental 5\* de la Tabla 4.1 con las variables cuyo coeficiente de correlación  $R^2$  está más próximo a la unidad.

Como resultado de la evaluación se selecciona la variable del proceso 399250 con un coeficiente de correlación  $\bar{R}^2 = 0,99909$  y un error absoluto de 2,99 % respecto del dato experimental número 5\* de la Tabla 4.1. Los valores  $\lambda_{i,j}$ , la distribución de los parámetros  $A$  y  $n$ , y la ecuación característica calibrada correspondientes a la variable seleccionada se explican en el siguiente apartado.



**Figura 4.6:** Ajuste potencial de  $\gamma_\pi$  con cuatro distintas variables  $\pi_2$  (a, b, c y d). Ejemplo de aplicación: Zona discreta: 7.



**Figura 4.7:** Distribución del coeficiente de correlación  $R^2$  a lo largo de la zona discretizada. Evaluación de cien variables  $\pi_2$  diferentes para la calibración del modelo potencial de desgaste.



#### 4.3.4. Variable adimensional $\pi_2$ seleccionada y deducción del modelo de desgaste

Con base en la morfología de  $\pi_i$ , en la Tabla 4.3 se presentan los valores  $\lambda_{i,j}$  correspondientes a las variables  $\pi_1, \pi_2$  definidas por del proceso de calibración de la Ecuación (4.3).

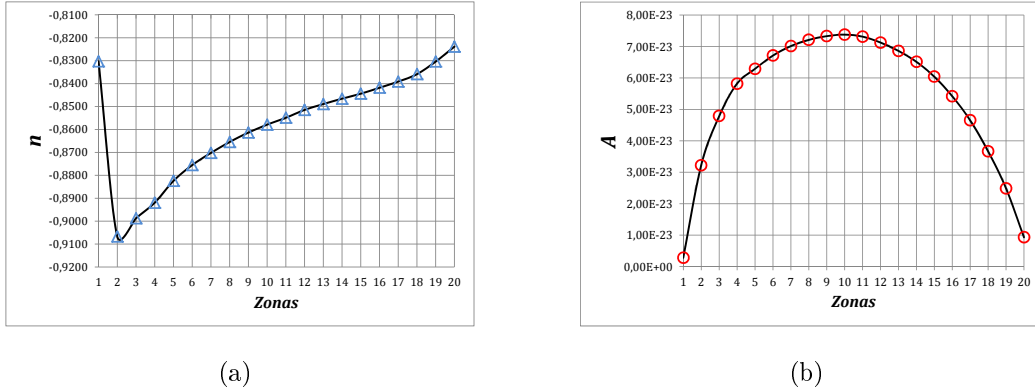
**Tabla 4.3:** Valores  $\lambda_{i,j}$  correspondientes a las variables  $\pi_1, \pi_2$

$\pi_i$	$\lambda_{i,1}$	$\lambda_{i,2}$	$\lambda_{i,3}$	$\lambda_{i,4}$	$\lambda_{i,5}$	$\lambda_{i,6}$	$\lambda_{i,7}$	$\lambda_{i,8}$	$\lambda_{i,9}$
$\pi_1$	$\frac{4}{3}$	$\frac{23}{24}$	$-\frac{191}{24}$	$\frac{61}{8}$	$\frac{3}{4}$	-1	-7	1	0
$\pi_2$	$\frac{8}{3}$	$\frac{115}{24}$	$-\frac{283}{24}$	$\frac{81}{8}$	$\frac{3}{4}$	-1	-7	0	5

Se reemplazan las variables  $\pi_1$  y  $\pi_2$  en la Ecuación (4.3) y se integra en el tiempo. El resultado es la Ecuación (4.7).

$$\bar{K}_T(t) = \frac{A}{n+1} \sqrt[24]{\frac{\rho^{32(1+2n)} C_p^{23(4+5n)} E^{3(20+81n)}}{R^{92+283n}}} \left( \frac{\sigma_n T_{int}^7}{\sqrt[4]{V_s^3}} \right)^{-n} t^{5(n+1)} \quad (4.7)$$

Las distribuciones de  $A$  y  $n$  resultantes del proceso de calibración y selección de variables adimensionales, se muestran en la Figura 4.8.



**Figura 4.8:** Distribución de  $A$  y  $n$  del modelo potencial de desgaste (Ecuación (4.7)).

## 4.4. Validación del modelo potencial de desgaste

La metodología de modelización desarrollada en esta tesis tiene como objetivo generar modelos capaces de simular la evolución del desgaste en el tiempo y su distribución en el espacio. A partir de la Ecuación (2.40) se llega a la Ecuación (4.7) que modeliza el desgaste de cráter y su evolución en el tiempo. En esta sección se compara los perfiles de desgaste y sus tendencias de evolución según el modelo desarrollado, con datos experimentales.

En la validación del modelo potencial de desgaste se ha usado resultados experimentales de corte ortogonal de Acero AISI 1018 con plaquita de Carburo (WC) plana y sin recubrimientos. Radio de arista de corte  $R = 0,02 [mm]$ , rango de avances  $t_1 = 0,1 - 0,3 [mm/rev]$ , ángulo de desprendimiento  $\alpha = 0^\circ$ , rango de velocidades de corte  $V_c = 100 - 400 [m/min]$  [80]

Para la predicción de la evolución del desgaste con la Ecuación (4.7) se ha utilizado resultados numéricos obtenidos bajo los criterios de simulación del Capítulo 3. Las simulaciones de corte reproducen las condiciones de corte de los resultados experimentales de referencia [80].

### 4.4.1. Evolución del desgaste de cráter

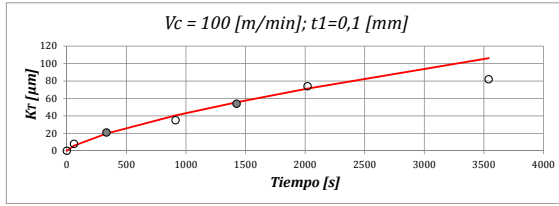
Las tendencias de evolución se calculan con la Ecuación (4.7) usando valores promedio de  $T_{int}$ ,  $V_s$  y  $\sigma_n$  en la interfase de contacto obtenidos mediante simulaciones numéricas de corte ortogonal.

Los valores de  $A$  y  $n$  de la Ecuación (4.7) se toman de la *Zona 10* de la superficie desgastada (Figura 4.8). Esto se debe a que la zona central es representativa de cráter máximo. Los resultados se muestran en las Figuras 4.9 y 4.11.

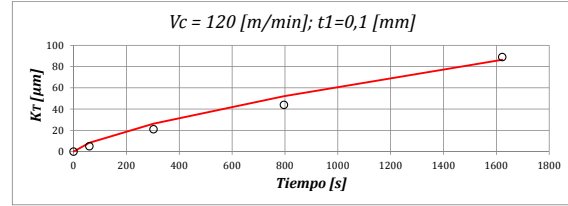
### 4.4.2. Distribución del cráter en interfase de contacto

La distribución del cráter en la superficie de desprendimiento de la herramienta se calcula con la Ecuación (4.7). Se han usado distribuciones de  $T_{int}$ ,  $V_s$  y  $\sigma_n$  en la interfase de contacto, obtenidas mediante simulaciones numéricas de corte ortogonal.

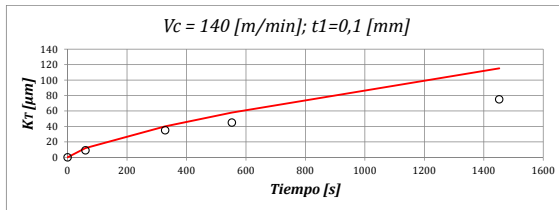
Los perfiles de  $T_{int}$ ,  $V_s$  y  $\sigma_n$  han sido discretizados en 20 zonas. En cada zona se ha calculado el valor medio de  $T_{int}$ ,  $V_s$  y  $\sigma_n$ . De esta manera se ha obtenido una distribución discreta de  $T_{int}$ ,  $V_s$  y  $\sigma_n$  para la simulación del desgaste de cráter. Las distribuciones de  $A$  y  $n$  utilizadas



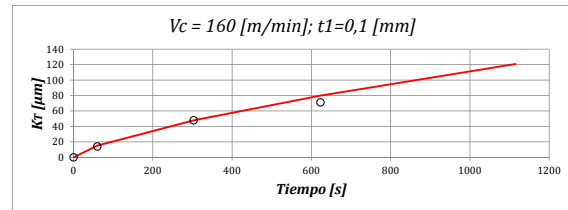
(a)



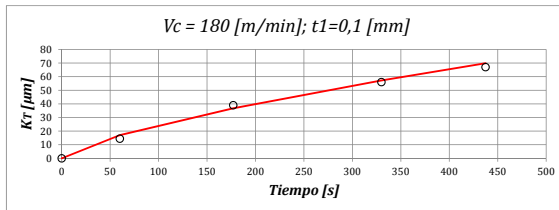
(b)



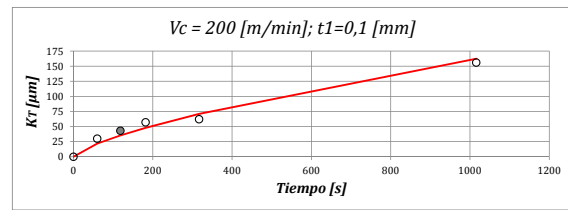
(c)



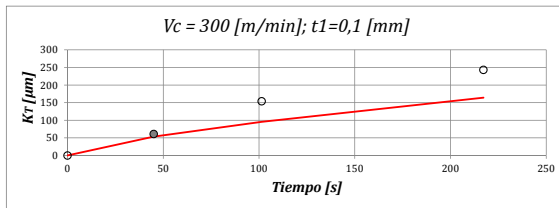
(d)



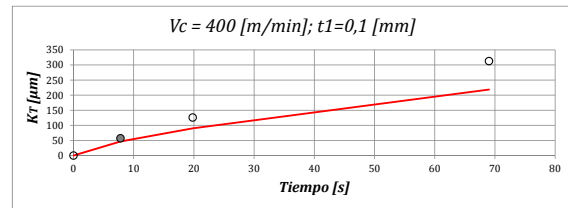
(e)



(f)



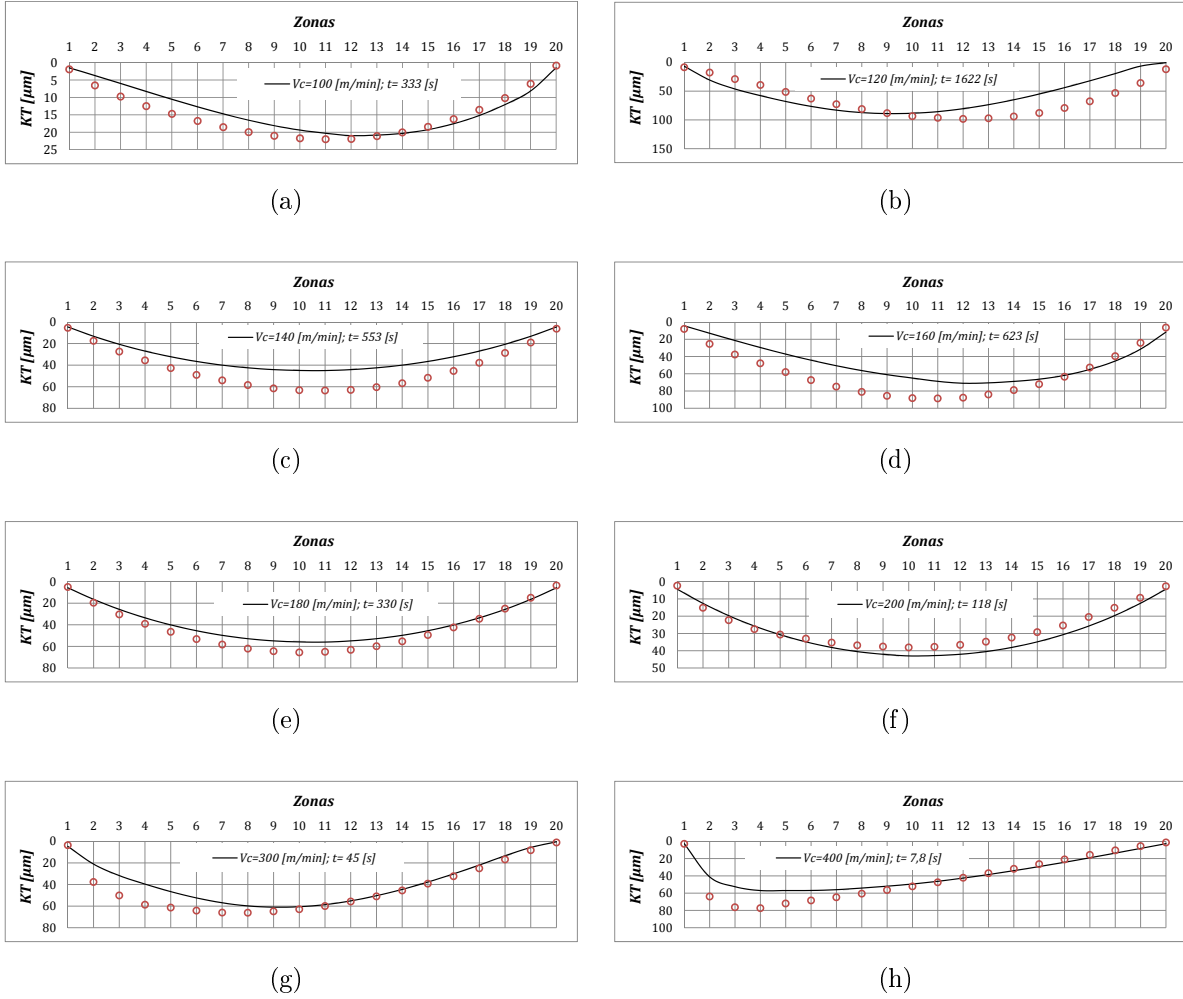
(g)



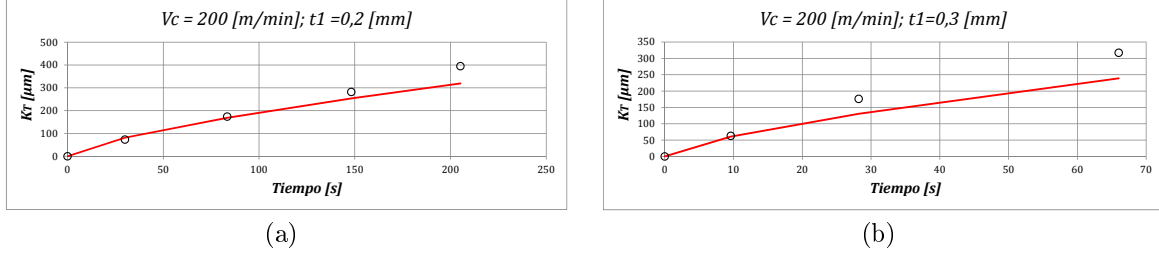
(h)

**Figura 4.9:** Evolución de cráter máximo: Comparativa entre datos experimentales (puntos) [80] y predicciones con el modelo potencial desarrollado (línea continua, Ecuación (4.7)). Condiciones de corte: AISI 1018 - WC, radio de arista de corte  $R = 0,02 [mm]$ , avance  $t_1 = 0,1 [mm/rev]$ , ángulo de desprendimiento  $\alpha = 0^\circ$ , rango de velocidades de corte  $V_c = 100 - 400 [m/min]$  [80].

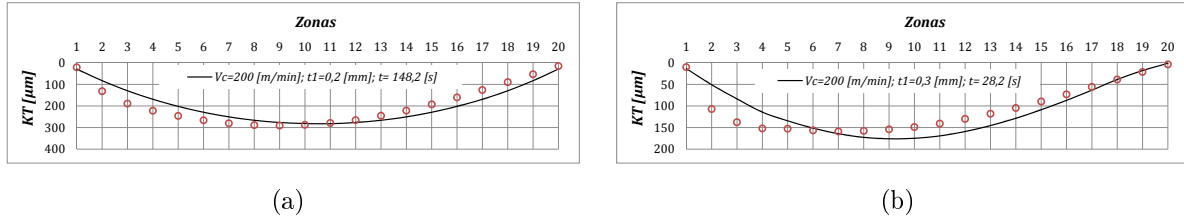
se muestran en la Figura 4.8. Los resultados se muestran en las Figuras 4.10 y 4.12.



**Figura 4.10:** Distribución de cráter en interfase de contacto: Comparativa entre perfiles interpolados con base en datos experimentales de  $\bar{K}_T$  máximo (línea continua) [80] y estimaciones con el modelo potencial desarrollado (puntos, Ecuación (4.7)). Condiciones de corte: AISI 1018 - WC, radio de arista de corte  $R = 0,02$  [mm], avance  $t_1 = 0,1$  [mm/rev], ángulo de desprendimiento  $\alpha = 0^\circ$ , rango de velocidades de corte  $V_c = 100 - 400$  [m/min].



**Figura 4.11:** Evolución de cráter máximo: Comparativa entre datos experimentales (puntos) [80] y predicciones con el modelo potencial desarrollado (línea continua, Ecuación (4.7)). Condiciones de corte: AISI 1018 - WC, radio de arista de corte  $R = 0,02 [mm]$ , avance  $t_1 = 0,2 - 0,3 [mm/rev]$ , ángulo de desprendimiento  $\alpha = 0^\circ$ , velocidad de corte  $V_c = 200 [m/min]$  [80].



**Figura 4.12:** Distribución de cráter en interfase de contacto: Comparativa entre perfiles interpolados con base en datos experimentales de  $\bar{K}_T$  máximo (línea continua) [80] y estimaciones con el modelo potencial desarrollado (puntos, Ecuación (4.7)). Condiciones de corte: AISI 1018 - WC, radio de arista de corte  $R = 0,02 [mm]$ , avance  $t_1 = 0,2 - 0,3 [mm/rev]$ , ángulo de desprendimiento  $\alpha = 0^\circ$ , velocidad de corte  $V_c = 200 [m/min]$ .

### 4.4.3. Análisis de resultados

#### Evolución del desgaste de cráter

La Figura 4.9 muestra la evolución del cráter máximo experimental  $K_{Texp}$  y las tendencias calculadas con la Ecuación (4.7) para ocho velocidades de corte  $V_c$  entre  $100 [m/min]$  y  $400 [m/min]$ .

Se observa que las tendencias calculadas reproducen satisfactoriamente la evolución experimental del desgaste. El modelo tiende a subestimar el valor del cráter para altas velocidades de corte. Esto puede explicarse porque a altas velocidades de corte  $V_c$  los valores de  $V_s$  también aumentan lo que hace que la estimación de  $\bar{K}_T$  tienda a disminuir.

Esto denota que el modelo propuesto en este trabajo tiene una naturaleza térmica, más

difusiva - adhesiva que abrasiva. La estructura de la variable  $\pi_2$  seleccionada, con  $|\lambda_{2,7}| > |\lambda_{2,6}| > |\lambda_{2,5}|$  corrobora esta observación.

Para el intervalo de condiciones de corte simuladas el error global en la predicción de la evolución del desgaste en el tiempo es del 14,32 %.

### **Distribución de cráter en interfase de contacto**

Las distribuciones de cráter en la interfase de contacto modelizadas guardan buena concordancia con los cráteres interpolados con base en resultados experimentales.

Se observa que en las zonas extremas en la interfase de contacto, que corresponden a la punta de la herramienta y al punto de salida de la viruta, las tendencias se alejan de la referencia experimental.

Esta observación confirma la naturaleza térmica del modelo puesto que en estas zonas las variables más influyentes son  $\sigma_n$  y  $V_s$ .

El error medio en la predicción de desgaste en las zonas centrales de cráter es del 16,90 %.

## 4.5. Conclusión

En este capítulo se ha desarrollado un modelo de desgaste de cráter en herramientas de corte. Para la obtención del modelo se aplicó la metodología de modelización de desgaste propuesta en la presente tesis doctoral (Capítulo 2). De esta manera se ha obtenido una ecuación característica capaz de predecir la distribución de la profundidad de cráter en la superficie de desprendimiento y su evolución en el tiempo.

Las tendencias descritas por el modelo reproducen satisfactoriamente las observaciones experimentales de evolución y distribución de  $\bar{K}_T$  en la interfase de contacto entre viruta y herramienta. A diferencia de modelos anteriormente desarrollados, el modelo de desgaste propuesto en esta tesis doctoral reproduce de forma coherente las tendencias no lineales del desgaste observadas experimentalmente. Esto se debe a que la metodología de modelización propuesta se fundamenta en la variabilidad en tiempo y espacio de la tasa de desgaste.

La formulación del modelo asume un comportamiento potencial de la tasa de desgaste. Las variables que controlan el desgaste de cráter son la temperatura, la velocidad relativa de deslizamiento y la tensión normal en interfase de contacto ( $T_{int}$ ,  $V_s$  y  $\sigma_n$ ). Los parámetros a calibrar en el modelo de desgaste son  $A$  y  $n$ .

La calibración se llevó a cabo utilizando cinco datos experimentales obtenidos bajo cuatro condiciones de corte y tiempos distintos. Para la calibración del modelo se utilizó la metodología de discretización de zona desgastada propuesta en el Capítulo 2 de esta tesis doctoral. Al discretizar la longitud de contacto, los datos para la calibración se multiplican por el número de zonas discretas. De esta manera se reduce sensiblemente el coste experimental y computacional de la calibración. Como resultado de este proceso se obtienen las distribuciones de  $A$  y  $n$  a lo largo de la interfase de contacto. Estos parámetros describen la distribución del cráter en el espacio.

Para la simulación de la evolución del cráter en el tiempo se usan valores promedio de las distribuciones de  $T_{int}$ ,  $V_s$ ,  $\sigma_n$ , y valores en zonas centrales de la longitud de contacto para  $A$  y  $n$ . Esto da versatilidad al modelo de desgaste ya que los valores promedio de  $T_{int}$ ,  $V_s$ ,  $\sigma_n$  pueden obtenerse de forma numérica o con modelos analíticos [1, 23, 36].

El error promedio obtenido en la modelización de la evolución del desgaste de cráter con el modelo propuesto es del 14,32 %, y en la predicción de la distribución del desgaste en

superficie de desprendimiento es del 16,9 % (zonas discretas centrales). Este resultado mejora significativamente las predicciones de modelos anteriores (Modelo de Filice et al. *Error* = 34 %, Capítulo 2).



## Conclusiones generales

---

En este capítulo se presentan las principales conclusiones y aportaciones del trabajo de investigación relativo a la presente tesis doctoral. Estas conclusiones están repartidas en los dos grandes temas que abarca esta investigación: La modelización matemática del desgaste y la modelización numérica del corte ortogonal. También se proponen posibles líneas para trabajos futuros basados en los resultados alcanzados.

### 5.1. Sobre la modelización del desgaste

- La naturaleza del fenómeno del desgaste es muy compleja. Esta complejidad se debe a la acción combinada de distintas variables sobre la superficie desgastada. En la presente tesis doctoral se propone una nueva metodología para modelizar el desgaste. Esta metodología plantea la existencia de una relación entre la cantidad de material perdido por desgaste y las variables físicas que actúan sobre la superficie desgastada ( $T_{int}$ ,  $V_s$  y  $\sigma_n$ ). Para definir la relación existente entre el desgaste y las variables físicas que lo causan se utiliza el análisis dimensional. Como resultado se obtiene una ecuación diferencial que describe la tasa de desgaste como función del tiempo y de las variables de desgaste. La ecuación diferencial obtenida es de aplicación general en la modelización de desgaste. Para calibrar el modelo se propone formalmente una metodología de análisis de desgaste por discretización de la superficie desgastada.
- A lo largo de la historia de la tribología se han estudiado los distintos mecanismos de desgaste y se ha propuesto un número considerable de modelos para explicar el fenómeno del desgaste de superficies [39]. Dependiendo del mecanismo del desgaste estudiado, determinada variable adquiere mayor importancia en la modelización. Así por ejemplo, para desgaste abrasivo se toma como variable principal a la velocidad de des-

lizamiento entre superficies  $V_s$ , para desgaste adhesivo, la tensión normal a la superficie desgastada  $\sigma_n$ ; para desgaste activado térmicamente, la temperatura en interfase  $T_{int}$ , y combinaciones de éstas. La variabilidad de la tasa de desgaste en casi todos estos modelos depende exclusivamente de la evolución de  $T_{int}$ ,  $V_s$  y  $\sigma_n$  a lo largo del proceso de desgaste. El mayor problema con esto es que, debido a lo complejo del fenómeno de desgaste, es muy difícil predecir cómo evolucionan  $T_{int}$ ,  $V_s$  y  $\sigma_n$ . Debido a que no se cuenta con predicciones precisas de  $T_{int}$ ,  $V_s$  y  $\sigma_n$  en el tiempo, para la aplicación de los modelos se utiliza valores representativos (máximos o promedios) de éstas variables de desgaste. Como resultado, la tasa de desgaste se modeliza como una constante en el tiempo. Así, la evolución simulada del desgaste es lineal. Esto contradice las observaciones experimentales en donde la tasa de desgaste es variable en el tiempo. Por lo que se concluye que en la modelización, la ecuación que describe la tasa de desgaste debe incorporar en su estructura al tiempo de forma explícita para que pueda describir coherentemente las tendencias experimentales y predecir el desgaste.

- El desgaste de herramientas es un fenómeno inducido térmicamente. Por este motivo la Ecuación de Arrhenius ha sido muy usada como estructura matemática básica en muchos modelos de desgaste [26, 27, 36, 51]. Para comprobar la efectividad de la Ecuación de Arrhenius para modelizar el desgaste de herramientas, en este trabajo se realizó un análisis de sensibilidad ante cambios en la temperatura de interfase. El análisis de sensibilidad se hizo en dos partes: analítica y numérica. Los rangos de temperaturas tomados para el análisis son los que se alcanzan en la interfase de contacto en el corte de acero. En la primera parte se estima analíticamente la respuesta de la Ecuación de Arrhenius ante una perturbación relativamente pequeña en la temperatura. En la segunda parte se calcula la variación en la respuesta de la Ecuación de Arrhenius ante cambios en la temperatura. Para ello se asumió que el coeficiente que multiplica a la parte exponencial de la Ecuación de Arrhenius es un polinomio de la temperatura. Se calcularon los resultados para polinomios de grados 0, 1, 2 y 3 ante diversas perturbaciones. La primera y segunda parte del análisis demuestran que la sensibilidad de la Ecuación de Arrhenius depende del coeficiente que multiplica a la parte exponencial de la ecuación. Con un polinomio de grado mayor o igual a 3 y con una variación en la temperatura de interfase del 10 % se observan cambios significativos en la predicción del desgaste. El resultado alcanzado condiciona el uso de la Ecuación de Arrhenius en la modelización de la evolución del desgaste.
- En este trabajo se aplicó el modelo presentado por Filice et al. en [64] para la predicción del desgaste de herramienta de carburo con acero AISI 1018. La motivación para ello es observar en la práctica la modelización del desgaste con un modelo basado en la

Ecuación de Arrhenius. Las temperaturas de interfase, necesarias para esta aplicación se obtuvieron de modelos numéricos de corte ortogonal. Con el fin de tomar en cuenta la evolución de la temperatura de interfase en la modelización, se realizaron desgastes paulatinos de la herramienta. Para cada perfil de desgaste se tomó la temperatura máxima en la interfase y se aplicó el modelo de desgaste, obteniéndose un nuevo perfil de cráter. De esta manera se calculó la variación de la tasa de desgaste en función de los cambios en la temperatura de interfase. Los resultados de este estudio destacaron dos resultados importantes:

1. Las temperaturas máxima y media en la interfase de contacto varían en menos del 4% entre los primeros instantes del mecanizado ( $t = 0[s]$ ) y el último perfil simulado ( $t = 912,6[s]$ ) (ver Tabla 2.4).
  2. Con el modelo de Filice et al. al tener un gradiente de temperatura de interfase tan pequeño durante el proceso de desgaste, el cráter máximo simulado varía linealmente con el tiempo.
- La evolución de las variables de desgaste  $T_{int}$ ,  $V_s$  y  $\sigma_n$  en la interfase de contacto a lo largo del proceso de corte, es de difícil predicción. Esta incertidumbre dificulta su utilización en la modelización del desgaste. La modelización llevada a cabo en el presente trabajo propone que el desgaste se estudie en función de variables adimensionales en donde intervengan combinaciones de  $T_{int}$ ,  $V_s$  y  $\sigma_n$  además del tiempo. De esta manera se simula de forma implícita los cambios de las variables de desgaste a lo largo del proceso de corte.

## 5.2. Sobre la modelización numérica de corte ortogonal

- A vistas de obtener las distribuciones de variables locales  $T_{int}$ ,  $V_s$  y  $\sigma_n$ , y estudiar el contacto entre pieza y herramienta es importante controlar el tamaño de los elementos en la interfase. En este trabajo el tamaño de elemento en la interfase de contacto no supera las  $10[\mu m]$ .
- Para la validación del modelo numérico se debe utilizar parámetros indicadores como las presiones específicas de corte y avance ( $P_c$ ,  $P_a$ ), la relación entre longitud de contacto y avance ( $L_c/t_1$ ), el coeficiente de fricción aparente ( $\mu_a$ ) y el número térmico ( $R_k$ ). Estos parámetros minimizan la influencia de condiciones y geometrías de corte. Así, es posible comparar los resultados numéricos con datos experimentales y analíticos

obtenidos bajo distintas condiciones y geometrías de corte.

- La estabilización de las temperaturas en interfase de contacto es uno de los problemas mas significativos a la hora de simular desgaste. Alcanzar el estado térmico estacionario de forma convencional significaría un coste computacional difícil de asumir. La estabilización de temperaturas en interfase se logra de forma estable y efectiva disminuyendo notablemente el calor específico ( $C_p$ ) del material de la herramienta.
- Las longitudes de contacto alcanzadas en simulaciones numéricas de corte son inferiores a las observadas experimentalmente [78, 99, 155]. El modelo de fricción utilizado en este trabajo es el modelo de tensión constante de cizalladura. Se ha demostrado que el uso de factores de fricción  $m$ , ligeramente superiores a la unidad mejora la predicción de las longitudes de contacto. Se debe tener en cuenta que la fricción es un fenómeno gobernado por la temperatura del material de la viruta y que la tensión de fricción no puede exceder en la realidad al límite de fluencia por cizalladura del material. El uso de factores de fricción superiores a la unidad es un recurso recomendado para simular el efecto de las asperezas en la interfase de contacto entre pieza y herramienta [78, 156]. Sin embargo, según validación de fuerzas y temperaturas el valor óptimo de factor de fricción para simulación de desgaste es  $m = 0,6$ .

### 5.3. Aportaciones originales de la tesis

- En esta tesis doctoral se ha desarrollado una nueva metodología de modelización del desgaste basada en el análisis dimensional. Esta metodología brinda la opción de simular el desgaste considerando la tasa de desgaste variable en el tiempo y en el espacio. También permite considerar la acción combinada de varios mecanismos de desgaste. De esta manera se puede simular distribuciones de desgaste sobre la superficie desgastada y su evolución en el tiempo bajo uno o varios mecanismos de desgaste. La variación de la tasa de desgaste puede sustentarse en tendencias de evolución de las variables de desgaste o como una función explícita del tiempo. El resultado de esta metodología es la Ecuación 2.40.
- Con el fin de aprovechar las posibilidades de simulación espacio-temporal de desgaste que ofrece la metodología de simulación desarrollada, en este trabajo se plantea el análisis de la superficie de desgaste por discretización de la superficie desgastada. De esta manera se multiplica la información experimental para la calibración del modelo

desarrollado. Para llevar a cabo este análisis de desgaste se necesita información experimental de perfiles de desgaste (2D) o áreas de desgaste (3D) alcanzadas a distintos tiempos de desgaste experimental. También se necesitan las distribuciones espaciales de las variables implicadas en el desgaste ( $T_{int}$ ,  $V_s$  y  $\sigma_n$ ). Esta información se obtuvo de modelos numéricos de corte ortogonal validados con información experimental. El análisis de desgaste por discretización permite el establecimiento de las variables adimensionales y la calibración del modelo final desarrollado.

- Se desarrolló un modelo numérico de corte ortogonal mediante el código comercial DEFORM<sup>TM</sup>- 2D/3D Ver 11.0. El modelo ha sido validado en base a mediciones de fuerzas de corte, longitudes de contacto y temperaturas experimentales obtenidas de la literatura especializada. Este modelo numérico ha permitido obtener información sobre las variables locales en interfase de contacto para su utilización en la modelización del desgaste.
- Se ha realizado la aplicación de la metodología de modelización desarrollada, al desgaste de cráter en herramientas de corte de metal. Como resultado se obtiene un modelo capaz de describir la distribución del cráter sobre la superficie de desprendimiento de una herramienta de Carburo (WC) para corte de acero y su evolución temporal (Ecuación (4.7)). Este modelo ha sido validado para corte de acero AISI 1018 con distintas velocidades de corte y avance. Los perfiles de desgaste de cráter y la evolución del desgaste en el tiempo simulados guardan concordancia con las observaciones experimentales (Figuras 4.9 - 4.12).

## 5.4. Líneas de investigación y trabajos futuros

- La metodología desarrollada permite la simulación del desgaste desde distintas perspectivas. Así, se plantea como línea de investigación la ampliación de la modelización del desgaste en distintos materiales y condiciones incluso fuera del corte de metales.
- Se propone la aplicación del modelo desarrollado en esta tesis doctoral a desgaste de herramientas bajo distintos mecanismos de desgaste. Puede aplicarse a desgaste de flanco con distintos materiales.
- Se propone la investigación del desgaste bajo distintos mecanismos de desgaste y su simulación utilizando la ecuación fundamental desarrollada en el Capítulo 2.



## Lista de Símbolos

---

$\alpha$	Ángulo de desprendimiento..
$C_p$	Calor específico del material..
$C_i$	Concentración del <i>i-ésimo</i> componente (Modelo de desgaste de <i>Molinari-Nouari</i> ).
$k$	Conductividad térmica del material..
$D_i$	Coefficiente de difusión del <i>i-ésimo</i> componente (Modelo de desgaste de <i>Molinari-Nouari</i> ).
$E_a$	Energía de activación.
$\phi$	Ángulo de cizalladura en la zona de deformación primaria para corte ortogonal..
$F_n$	Fuerza normal a la superficie de contacto.
$h_{int}$	Coefficiente global de transferencia de calor en la interfase de contacto..
$K_B$	Extensión del cráter generado por desgaste en la superficie de desprendimiento de una herramienta de corte..
$K_T$	Profundidad de cráter.
$L_{cort}$	Cantidad de material cortado (Modelo Takeyama-Murata).
$L_c$	Longitud de contacto entre la herramienta y la viruta.

$m$	Fracción de la tensión equivalente en el modelo de tensión constante de cizalladura..
$\mu_{fr}$	Coefficiente de fricción en el modelo de Coulomb..
$R$	Radio de la arista de corte..
$\rho$	Densidad del material..
$\sigma_a$	Resistencia a la abrasión del material de la herramienta (Modelo Takeyama-Murata).
$\sigma_{eq}$	Límite elástico del material de la pieza en el modelo de fricción de tensión constante de cizalladura..
$\sigma_n$	Tensión normal en la interfase de contacto.
$t_1$	Avance de corte.
$t_2$	Espesor de la viruta...
$\overline{T}_{int}$	Temperatura promedio en la interfase de contacto.
$T_{int}$	Temperatura en la interfase de contacto.
$\tau_f$	Tensión de fricción en la interfase de contacto entre herramienta y pieza..
$T_h$	Temperatura de la herramienta en los modelos de estimación de la vida de herramienta...
$t_h$	Vida de la herramienta a una velocidad de corte $V_{c(h)}$ ..
$t$	Tiempo.
$V_{c(h)}$	Velocidad de corte de referencia para la estimación de la vida de la herramienta $t_h$ ..
$V_c$	Velocidad de corte en el proceso de mecanizado..
$V_s$	Velocidad de deslizamiento en la interfase de contacto.
$W$	Desgaste.
$W_a$	Desgaste por abrasión.
$W_r$	Desgaste difusivo propio del proceso (Modelo Takeyama-Murata).



$w$  Profundidad de corte.



# Referencias Bibliográficas

---

- [1] Geoffrey Boothroyd and Winston A. Knight. *Fundamentals of Machining and Machine Tools*. MARCEL DEKKER, INC., 1989.
- [2] E. M. Trent and P. K. Wright. *Metal Cutting*. Butterworth – Heinemann, 2000.
- [3] I. Time. Resistance of metals and wood to cutting (in russian). *Dermacow Press House, St. Petersburg, Russia*, 1870.
- [4] I. Time. *Mémoire sur le Rabotage de Métaux*. Industrial Chamber St. Petersburg, Russia, 1877.
- [5] H. Tresca. Mémoires sur le rabotage des métaux. *Bulletin de la Société d'Encouragement pour l'Industrie Nationale*, 15:585–685, 1873.
- [6] F.W. Taylor. On the art of cutting metals. *Transactions of the ASME*, 28:31–248, 1906.
- [7] V. P. Astakhov. Metal Cutting Theory – Missed chances or a Science without history: Part 1 - Personal vision of Viktor P. Astakhov.
- [8] Milton C. Shaw. *Metal Cutting Principles*. Oxford University Press, 2005.
- [9] M. Eugene Merchant. Mechanics of the metal cutting process. i. orthogonal cutting and a type 2 chip. *Journal of Applied Physics*, 16:267–275, 1945.
- [10] H. Ernst. Physics of metal cutting. *Symposium of machining of metals, Trans. American Society of Metals*, 1, 1938.
- [11] I. Finnie. Review of the metal-cutting analysis of the past hundred years. *Mechanical Engineering*, 78:715–721, 1956.
- [12] K. A. Zvorykin. On the force and energy needed to separate the chip from the workpiece (in russian). *Tekhnicheskii Sbornik i Vestnik Promyslinosty*, 123:57–96, 1896.

- [13] V. Piispanen. Lastunmuodostumisen teoriaa. *Teknillinen Aikakauslehti*, 27:315–322, 1937.
- [14] V. Piispanen. Theory of formation of metal chips. *Journal of Applied Physics*, 19:876–881, 1948.
- [15] Victor P. Astakhov. *Tribology of Metal Cutting, Volume 52 (Tribology and Interface Engineering)*. ELSEVIER, 2007.
- [16] E. E. DeGarmo, J. T. Black, and R.A. Kohser. *Materials and Processes in Manufacturing*. John Wiley & Sons, 2003.
- [17] S. Kalpakjian and S. R. Schmid. *Manufacturing Engineering and Technology*. Prentice Hall, New Jersey, USA., 2001.
- [18] *Modeling and Optimization Packages AdvantEdge 4.6, Third Wave Systems, Minneapolis, MN, USA, 2006 (www.thirdwavesys.com/)*.
- [19] P.J. Arrazola, D. Ugarte, and X. Domínguez. A new approach for the friction identification during machining through the use of finite element modeling. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 48:173 – 183, 2008.
- [20] N. N. Zorev. Interrelationship between shear processes occurring along tool face and on shear plane in metal cutting. *Inter. Research in Production Engineering, ASME*, pages 42–49, 1963.
- [21] S. Bahi, M. Nouari, A. Moufki, M. El Mansori, and A. Molinari. A new friction law for sticking and sliding contacts in machining. *Tribology International*, 44:764–771, 2011.
- [22] E.H. Lee and B.W. Shaffer. The theory of plasticity applied to a problem of machining. *Journal of Applied Mechanics*, pages 15–20, 1951.
- [23] P. L. B. Oxley. *Mechanics of Machining: an analytical approach to assessing machinability*. ELLIS HORWOOD LIMITED, 1989.
- [24] A. Molinari and A. Moufki. A new thermomechanical model of cutting applied to turning operations. part i. theory. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 45:166–180, 2005.
- [25] A. Molinari and A. Moufki. A new thermomechanical model of cutting applied to turning operations. part ii. parametric study. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 45:181–193, 2005.

- [26] H. Takeyama and R. Murata. Basic investigation of tool wear. *Journal of Engineering for Industry, Transactions of the ASME*, pages 33–38, 1963.
- [27] E. Usui, T. Shirakashi, and M. Kitagawa. Analytical prediction of three dimensional cutting process, part 3 cutting temperature and crater wear of carbide tool. *Transactions of the American Society of Mechanical Engineers*, 100:236–246, 1978.
- [28] A Molinari and M Nouari. Modeling of tool wear by diffusion in metal cutting. *Wear*, 252:135–149, 2002.
- [29] Jorge A. Olortegui-Yume and Patrick Y. Kwon. Local crater wear prediction using physics-based models. *Journal of Manufacturing Science and Engineering – Transactions of the ASME*, 132:1–9, 2010.
- [30] S. Pálmai. Proposal for a new theoretical model of the cutting tool’s flank wear. *Wear*, 303:437–445, 2013.
- [31] Viktor P. Astakhov. *Metal Cutting Mechanics*. CRC Press, 1998.
- [32] Klocke. F.; A. Schulz; K. Gerschwiler u.a., 1996: Saubere Fertigungstechnologien - Ein Wettbewerbsvorteil von morgen? In: Wettbewerbsfaktor Produktionstechnik - Aachener Perspektiven. Hrsg.: AWK Aachener Werkzeugmaschinen-Kolloquium. Dusseldorf: VDI-Verlag 1996.
- [33] Vladimir Šolaja. Wear of carbide tools and surface finish generated in finish turning of steel. *Wear*, 2:40–58, 1958/59.
- [34] Peter J. Blau. Fifty years of research on the wear of metals. *Tribology International*, 30:321–331, 1997.
- [35] J.A. Arsecularatne. On prediction of tool life and tool deformation conditions in machining with restricted contact tools. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43:657–669, 2003.
- [36] P. MATHEW. Use of predicted cutting temperatures in determining tool performance. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 29:481–497, 1989.
- [37] Maryory Astrid Gómez Botero. *Tribología Aplicada a los Recubrimientos Duros: Definiciones, Propiedades y Mecanismos*. LAP LAMBERT Academic Publishing GmbH & Co. KG, 2011.
- [38] S. Jahamir. On the wear mechanisms and the wear equations. *FUNDAMENTALS OF TRIBOLOGY*, pages 455–467, 1978.

- [39] N. Suh. Wear mechanisms: An assessment of the state of knowledge. *FUNDAMENTALS OF TRIBOLOGY*, pages 443–453, 1978.
- [40] H. Opitz and W. König. On the wear of cutting tools. In *Proceedings of the 8th International MTDR Conference*, pages 173–190, 1967.
- [41] W. König. *Fertigungsverfahren / Manufacturing methods, Volume 1*. VDI-Verlag, Dusseldorf, Germany, 1984.
- [42] Mahmoud Nagui Shatla. *PREDICTION OF FORCES, STRESSES, TEMPERATURES AND TOOL WEAR IN METAL CUTTING*. PhD thesis, The Ohio State University, 1999.
- [43] Lijing Xie. *Estimation of Two-dimension Tool Wear Based on Finite Element Method*. PhD thesis, Universität Karlsruhe, 2004.
- [44] R. Gohar and H. Rahnejat. *FUNDAMENTALS OF TRIBOLOGY*. Imperial College Press, 2008.
- [45] Iso 3685-1993: Tool life testing with single point turning tools.
- [46] Iso 8688-1-1989: Tool life testing in milling. part 1: Face milling, part 2: End milling.
- [47] Kai Cheng, Erhan Budak, Neil D. Sims, and Jiwang Yan et al. *Machining Dynamics: Fundamentals, Applications and Practices*. Springer, 2009.
- [48] A. Ber and S. Kaldor. The first seconds of cutting, wear behaviour. *CIRP ANNALS - MANUFACTURING TECHNOLOGY*, 31:13–17, 1982.
- [49] H. Shao, H. Wand, and X. Zhao. A cutting power model for tool wear monitoring in milling. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 44:1503 –1509, 2004.
- [50] W.F. Hastings, P. Mathew, P.L.B. Oxley, and J. Taylor. Estimated cutting temperatures-their use as a predictor of tool performance when machining plain carbon steels. *Proceedings of the 20th International MTDR Conference*, pages 313–320, 1979.
- [51] T. Kitagawa, A. Kubo, and K. Maekawa. Wear characteristics of various cutting tools in steel machining. *Elastohydrodynamics*, 1996.
- [52] H. Takeyama and E. Usui. The effect of tool chip contact area in metal cutting. *Trans ASME*, 80:1089–1096, 1958.
- [53] L. Lee, X. Liu, and K. Lam. Determination of stress distribution on the tool rake face using a composite tool. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 35:373–382, 1995.

- [54] N. N. Zorev. *Metal Cutting Mechanics*. Pergamos Press, Oxford, 1966.
- [55] A. Molinari, R. Cheriguene, and H. Miguélez. Numerical and analytical modeling of orthogonal cutting: The link between local variables and global contact characteristics. *International Journal of Mechanical Sciences*, 53:183–206, 2011.
- [56] A. Molinari, R. Cheriguene, and H. Miguelez. Contact variables and thermal effects at the tool-chip interface in orthogonal cutting. *International Journal of Solids and Structures*, 49:3774–3796, 2012.
- [57] Takeaki Kitagawa, Katsuhiro Maekawa, Takahiro Shirakashi, and Eiji USUI. Analytical prediction of flank wear of carbide tools in turning plain carbon steels (part 1) – characteristic equation of flank wear–. *Bull. Japan Soc of Prec. Engg.*, 22:263–267, 1988.
- [58] L. Filice, F. Micari, S. Rizzuti, and D. Umbrello. A critical analysis on the friction modelling in orthogonal machining. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 47:709 – 714, 2007.
- [59] A. Attanasio, E. Ceretti, A. Fiorentino, C. Cappellini, and C. Giardini. Investigation and FEM-based simulation of tool wear in turning operations with uncoated carbide tools. *Wear*, 269:344 – 350, 2010.
- [60] A. Attanasio, E. Ceretti, S. Rizzuti, D. Umbrello, and F. Micari. 3D finite element analysis of tool wear in machining. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 57:61–64, 2008.
- [61] G. List, G. Sutter, and X. F. Bi. Investigation of tool wear in high speed machining by using a ballistic set-up. *Wear*, 267:1673 – 1679, 2009.
- [62] J. Lorentzon and N. Jörvstråt. Modelling tool wear in cemented-carbide machining alloy 718. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 48:1072–1080, 2008.
- [63] L.-J. Xie, J. Schmidt, C. Schmidt, and F. Biesinger. 2D FEM estimate of tool wear in turning operation. *Wear*, 258:1479 – 1490, 2005.
- [64] Luigino Filice, Fabrizio Micari, Luca Settineri, and Domenico Umbrello. Wear modelling in mild steel orthogonal cutting when using uncoated carbide tools. *Wear*, 262:545 – 554, 2007.
- [65] J.F. Molinari, M. Ortiz, R. Radovitzky, and E.A. Repetto. Finite-element modeling of dry sliding wear in metals. *Engineering Computations*, 18:592 – 609, 2001.

- [66] Yung Chang Yen, Jörg Söhner, Blaine Lilly, and Taylan Altan. Estimation of tool wear in orthogonal cutting using the finite element analysis. *Journal of Materials Processing Technology*, 146:82 – 91, 2004.
- [67] Bin Li. A review of tool wear estimation using theoretical analysis and numerical simulation technologies. *Ing. Jorunal of Refractory Metals and Hard Materials*, ARTICLE IN PRESS:ARTICLE IN PRESS, 2012.
- [68] J. F. Archard. Contact and rubbing of flat surfaces. *Journal of Applied Physics*, 24:981–988, 1953.
- [69] E. Ceretti, P. Fallböhmer, W. T. Wu, and T. Altan. Application of 2D FEM to chip formation in orthogonal cutting. *Journal of Materials Processing Technology*, 59:169–180, 1996.
- [70] Th. Reye. Zur theorie der zapfenreibung. *J. Der Civilingenieur*, 4:235–255, 1860.
- [71] PIERO VILLAGGIO. Wear of an elastic block. *Meccanica*, 36:243–249, 2001.
- [72] Ragnar Holm. *Electrical Contacts*. Stockholm: H. Gerber., 1946.
- [73] M. Panetti. *Meccanica Applicata*. Torino, 1947.
- [74] J.F. Archard. The temperature of rubbing surfaces. *Wear*, 2:438–455, 1959.
- [75] Simon Montgomery, David Kennedy, and Noel O’Dowd. Analysis of wear models for advanced coated materials. In *Dublin Institute of Technology: Conference Papers School of Mechanical and Transport Engineering*, 2009.
- [76] M. Nouari and A. Molinari. Experimental verification of a diffusion tool wear model using a 42CrMo4 steel with an uncoated cemented tungsten carbide at various cutting speeds. *Wear*, 259:1151–1159, 2005.
- [77] Isaac Asimov. *Breve historia de la química*. Alianza, 1980.
- [78] Thomas Childs, Katsuhiro Maekawa, Toshiyuki Obikawa, and Yasuo Yamane. *Metal Machining Theory and applications*. ELSEVIER, 2000.
- [79] L. N. López de Lacalle Maracaide, J. A. Sánchez Galíndez, and A. Lamikiz Menchaca. *Mecanizado de Alto Rendimiento: Procesos de Arranque*. EDICIONES TÉCNICAS IZARO, 2004.
- [80] Xavier Soldani. *Modélisation Analytique de L’usinage à Grande Vitesse et Étude de L’usure en Cratère - Application au Tournage*. PhD thesis, Paul Verlaine Université - Metz, 2008.



- [81] Walter J. Meyer. *Concepts of Mathematical Modeling*. DOVER PUBLICATIONS, INC., 2004.
- [82] Rutherford Aris. *Mathematical modeling techniques*. DOVER PUBLICATIONS, INC., 1994.
- [83] Leo Apostel. *Formal study of models. In The Concept and the Role of the Model in Mathematics and Natural and Social Sciences*. D. Reidel Publ. Co., Dordrecht, 1961.
- [84] H.-J. ZIMMERMANN. Testability and meaning of mathematical models in social sciences. *Mathematical modelling*, 1:123–139, 1980.
- [85] Hans G. Hornung. *Dimensional Analysis: Examples of the Use of Symmetry (Dover Books on Physics)*. Dover Publications, 2006.
- [86] Jean Kovalevsky and Terence J. Quinn. The international system of units (si). *C. R. Physique*, 5:799–811, 2004.
- [87] Adrew C. Palmer. *Dimensional Analysis and Intelligent Experimentation*. World Scientific Publishing Co. Pte. Ltd., 2008.
- [88] Stephen Wolfram. *A new kind of science*. Wolfram Media, Inc., 2002.
- [89] A. Carnicero. *Introducción al Método de los Elementos Finitos. Escuela Técnica Superior de Ingeniería ICAI (Universidad Pontificia Comillas, Madrid)*. España, 2001.
- [90] R. Courant. Variational methods for the solution of problems of equilibrium and vibrations. *Bulletin of American Mathematical Society*, 49:1–43, 1943.
- [91] M. J. Turner, R. W. Clough, H. C. Martin, and L. J. Topp. Stiffness and deflection analysis of complex structures. *Journal of the Aeronautical sciences*, 23:805–824, 1956.
- [92] O.C. Zienkiewicz, R.L. Taylor, and J.Z. Zhu. *The Finite Element Method: Its Basis and Fundamentals, Sixth edition*. ELSEVIER, 2005.
- [93] Tuğrul Özel. The influence of friction models on finite element simulations of machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46:518–530, 2006.
- [94] D. Umbrello, L. Filice, S. Rizzuti, and F. Micari. On the evaluation of global heat transfer coefficient in cutting. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 47:1738 – 1743, 2007.
- [95] F. Ducobu, E. Rivière-Lorphèvre, and E. Filippi. On the introduction of adaptive mass scaling in a finite element model of ti6al4v orthogonal cutting. *Simulation Modelling Practice and Theory*, 53:1–14, 2015.

- [96] B. Denkena, J. Köhler, and B. Bergmann. Development of cutting edge geometries for hard milling operations. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 8:43–52, 2015.
- [97] B. Haddag, M. Nouari, C. Barlier, and J. Dhers. Experimental and numerical analyses of the tool wear in rough turning of large dimensions components of nuclear power plants. *Wear*, 312:40–50, 2014.
- [98] F. Kone, C. Czarnota, B. Haddag, and M. Nouari. Finite element modelling of the thermo-mechanical behavior of coatings under extreme contact loading in dry machining. *Surface and Coatings Technology*, 205:3559–3566, 2011.
- [99] S.A. Iqbal, P.T. Mativenga, and M.A. Sheikh. Contact length prediction: mathematical models and effect of friction schemes on fem simulation for conventional to hsm of aisi 1045 steel. *International journal of machining and machinability of materials*, 3:18–33, 2008.
- [100] Mohammad Sima and Tuğrul Özel. Modified material constitutive models for serrated chip formation simulations and experimental validation in machining of titanium alloy ti-6al-4v. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 50:943 – 960, 2010.
- [101] Chun lei Gan, Kai hong Zheng, Wen jun QI, and Meng jun Wang. Constitutive equations for high temperature flow stress prediction of 6063 al alloy considering compensation of strain. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 24:3486–3491, 2014.
- [102] Gordon R. Johnson and William H. Cook. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures. *In Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics (1983) Netherlands*, pages 541–547, 1983.
- [103] A.S. Khan and S. Huang. Experimental and theoretical study of mechanical behavior of 1100 aluminum in the strain rate range  $10^{-5} - 10^{-4} s^{-1}$ . *International Journal of Plasticity*, 8:397–424, 1992.
- [104] A.S. Khan, H.Y. Zhang, and L. Takacs. Mechanical response and modeling of fully compacted nanocrystalline iron and copper. *International Journal of Plasticity*, 16:1459–1476, 2000.
- [105] A.S. Khan, Y.S. Suh, and R. Kazmi. Quasi-static and dynamic loading responses and constitutive modeling of titanium alloys. *International Journal of Plasticity*, 20:2233–2248, 2004.

- [106] A. Molinari and G. Ravichandran. Constitutive modeling of high-strain-rate deformation in metals based on the evolution of an effective microstructural length. *Mechanics of Materials*, 37:737–752, 2005.
- [107] Tuğrul Özel and Erol Zeren. Determination of work material flow stress and friction for fea of machining using orthogonal cutting tests. *Journal of Materials Processing Technology*, 153 - 154:1019–1025, 2004.
- [108] P. J. Arrazola, T. Özel, D. Umbrello, M. Davies, and I. S. Jawahir. Recent advances in modelling of metal machining processes. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 62:695–718, 2013.
- [109] S.P.F.C Jaspers and J.H Dautzenberg. Material behaviour in conditions similar to metal cutting: flow stress in the primary shear zone. *Journal of Materials Processing Technology*, 122:322–330, 2002.
- [110] Tuğrul Özel and Erol Zeren. Finite element method simulation of machining of aisi 1045 steel with a round edge cutting tool. *Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modelling of Machining Operations, Chemnitz, Germany*, pages 533–542, 2005.
- [111] H. Puls, F. Klocke, and D. Lung. Experimental investigation on friction under metal cutting conditions. *Wear*, 310:63–71, 2014.
- [112] B. Shi and H. Attia. Current status and future direction in the numerical modeling and simulation of machining processes: a critical literature review. *Machining Science and Technology: An International Journal*, 14:149–188, 2010.
- [113] Pedro J. Arrazola and Tuğrul Özel. Investigations on the effects of friction modeling in finite element simulation of machining. *International Journal of Mechanical Sciences*, 52:31–42, 2010.
- [114] T.H.C. Childs. Friction modelling in metal cutting. *Tribology in Manufacturing Processes-2nd International Conference on Tribology in Manufacturing Processes*, 260:310–318, 2006.
- [115] Yiğit Karpaz and Tuğrul Özel. Mechanics of high speed cutting with curvilinear edge tools. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 48:195–208, 2008.
- [116] S A Iqbal, P T Mativenga, and M A Sheikh. Characterization of machining of aisi 1045 steel over a wide range of cutting speeds. part 1: Investigation of contact phenomena. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 221:909–916, 2007.

- [117] H. T. Zhang, P. D. Liu, and R. S. Hu. A three-zone model and solution of shear angle in orthogonal machining. *Wear*, 143:29–43, 1991.
- [118] Julien Artozoul, Christophe Lescalier, Olivier Bomont, and Daniel Dudzinski. Extended infrared thermography applied to orthogonal cutting: Mechanical and thermal aspects. *Applied Thermal Engineering*, 64:441–452, 2014.
- [119] Tugrul Özel. The influence of friction models on finite element simulations of machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46:518–530, 2006.
- [120] M.H Dirikolu, T.H.C Childs, and K Maekawa. Finite element simulation of chip flow in metal machining. *International Journal of Mechanical Sciences*, 43:2699–2713, 2001.
- [121] D. Buryta, R. Sowerby, and I. Yellowley. Stress distributions on the rake face during orthogonal machining. *International Journal of Mechanical Tools Manufacturing*, 34:721–739, 1994.
- [122] E. Budak and E. Ozlu. Development of a thermomechanical cutting process model for machining process simulations. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 57:97–100, 2008.
- [123] G. Sutter. Chip geometries during high-speed machining for orthogonal cutting conditions. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 45:719–726, 2005.
- [124] Valery R. Marinov. The tool chip contact length on orthogonal metal cutting. *Proceedings of 5th International Conference on Advanced Engineering and Technology, AMTECH 99*, pages 149–155, 1999.
- [125] N. G. Abuladze. Character and the length of tool-chip contact (russian). *Proceedings of Machinability of Heat-resistant and Titanium Alloys, Kuibyshev*, pages 68–78, 1962.
- [126] M. F. Poletika. Contact loads on tool faces (russian), moscow. *Machinostronie*.
- [127] Muhsin Ibrahim Sadik and Bo Lindström. The effect of restricted contact length on tool performance. *Journal of Materials Processing Technology*, 48:275–282, 1995.
- [128] H. Schulz and T. Moriwaki. High speed machining. *CIRP Annals*, 41:637–643, 1992.
- [129] Amit Deshpande and Vis Madhavan. A novel approach to accelerate attainment of thermal steady state in coupled thermomechanical analysis of machining. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 55:3869–3884, 2012.
- [130] E. Ceretti, L. Filice, D. Umbrello, and F. Micari. A simulation of orthogonal cutting: a new approach to model heat transfer phenomena at the tool-chip interface. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 56:69–72, 2007.

- [131] *DEFORM<sup>TM</sup>- 2D/3D Ver 11.0 system manual*.
- [132] W. Grzesik. Friction behaviour of heat isolating coatings in machining: mechanical, thermal and energy-based considerations. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43:145–150, 2003.
- [133] W. Grzesik. Prediction of friction and heat flow in machining incorporating thermophysical properties of the coating-chip interface. *Wear*, 256:108–117, 2004.
- [134] A. Moufki, A. Molinari, and D. Dudzinski. Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 46:2103 – 2138, 1998.
- [135] T. Kagnaya, C. Boher, L. Lambert, M. Lazard, and T. Cutard. Microstructural analysis of wear micromechanisms of wc-6co cutting tools during high speed dry machining. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 42:151–162, 2014.
- [136] Ryutaro Tanaka, Yasuo Yamane, Katsuhiko Sekiya, Norihiko Narutaki, and Tetsuo Shiraga. Machinability of bn free-machining steel in turning. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47:1971–1977, 2007.
- [137] C.Z. Duan and L.C. Zhang. Adiabatic shear banding in aisi 1045 steel during high speed machining: Mechanisms of microstructural evolution. *Materials Science and Engineering*, 532:111–119, 2012.
- [138] F. Klocke, D. Lung, and S. Buchkremer. Inverse identification of the constitutive equation of inconel 718 and aisi 1045 from fe machining simulations. *Procedia CIRP*, 8:212–217, 2013.
- [139] W. Grzesik and P. Nieslony. A computational approach to evaluate temperature and heat partition in machining with multilayer coated tools. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43:1311–1317, 2003.
- [140] E. Ozlu, E. Budak, and A. Molinari. Analytical and experimental investigation of rake contact and friction behavior in metal cutting. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 49:865 – 875, 2009.
- [141] X. Soldani, A. Moufki, A. Molinari, E. Budak, and E. Özlü. High speed machining of aisi 1050 steel: Modelling and experimental. *International Journal of Material Forming*, Suppl 1:1439–1441, 2008.
- [142] A. Ebrahimi and M.M. Moshksar. Evaluation of machinability in turning of micro-alloyed and quenched-tempered steels tool wear, statistical analysis, chip morphology. *Journal of Materials Processing Technology*, 209:910–921, 2009.

- [143] D. Umbrello, L. Filice, S. Rizzuti, F. Micari, and L. Settineri. On the effectiveness of finite element simulation of orthogonal cutting with particular reference to temperature prediction. *Journal of Materials Processing Technology*, 189:284–291, 2007.
- [144] K. Maekawa, T. Kitagawa, and T.H.C. Childs. Friction characteristics at tool-chip interface in steel machining. *Tribology Series*, 32:559–567, 1997.
- [145] Vahid Norouzifard and Mohsen Hamed. Experimental determination of the tool-chip thermal contact conductance in machining process. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 84:45–57, 2014.
- [146] S. Kato, K. Yamaguchi, and M. Yamada. Stress distribution at the interface between tool and chip in machining. *Trans ASME Journal of Engineering for Industry*, 94:683–689, 1972.
- [147] Andrey Toropov and Sung-Lim Ko. Prediction of tool - chip contact length using a new slip - line solution for orthogonal cutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43:1209–1215, 2003.
- [148] A. A. Vinogradov. *Physical foundations of the process of drilling difficult-to-cut materials using carbide drills*. Naukova Dumka, Kiev, 1985.
- [149] D. A. Stephenson, T.-C. Jen, and A. S. Lavine. Cutting tool temperatures in contour turning: Transient analysis and experimental verification. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 119:494–501, 1997.
- [150] W. Grzesik. Composite layer-based analytical models for tool-chip interface temperatures in machining medium carbon steels with multi-layer coated cutting tools. *Journal of Materials Processing Technology*, 176:102–110, 2006.
- [151] D. Ulutan, I. Lazoglu, and C. Dinc. Three-dimensional temperature predictions in machining processes using finite difference method. *Journal of Materials Processing Technology*, 209:1111–1121, 2009.
- [152] M. Vural, D. Rittel, and G. Ravichandran. Large Strain Mechanical Behavior of 1018 Cold - Rolled Steel over a Wide Range of Strain Rates. *Metallurgical and Materials Transactions A*, 34A:2873 – 2885, 2003.
- [153] K. Li, X.-L. Gao, and J.W. Sutherland. Finite element simulation of the orthogonal metal cutting process for qualitative understanding of the effects of crater wear on the chip formation process. *Journal of Materials Processing Technology*, 127:309 – 324, 2002.

- [154] Wit Grzesik. *Advanced Machining Processes of Metallic Materials: Theory, Modelling and Applications*. Elsevier Science, 2008.
- [155] S. A. Iqbal, P. T. Mativenga, and M. A. Sheikh. A comparative study of the tool–chip contact length in turning of two engineering alloys for a wide range of cutting speeds. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 42:30–40, 2009.
- [156] Peter Wriggers. *Computational contact mechanics*. Springer, 2006.